

STRUCTURE AND ENVIRONMENT

ARCHITECTURE, CIVIL ENGINEERING, ENVIRONMENTAL ENGINEERING AND ENERGY

No. 2/2014 vol. 6 PL ISSN 2081-1500 www.sae.tu.kielce.pl KIELCE UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



Contents

structure

MAREK IWAŃSKI, RYSZARD ORZECHOWSKI

THE EFFECT OF RUBBER AND SYNTHETIC WAX ON THE SELECTED PROPERTIES OF BITUMEN 50/70	5
--	---

ELŻBIETA URBAŃSKA-GALEWSKA, PATRYK DENIZIAK

THE INFLUENCE OF APPLYING SUPPLEMENTARY WEB PLATES ON STRUCTURAL JOINT MOMENT RESISTANCE AND ROTATIONAL STIFFNESS	11
--	----

MARIAN GIĘJOWSKI, ZBIGNIEW STACHURA

PARTIAL FACTORS FOR THE MEMBER STABILITY RESISTANCE OF STEEL STRUCTURES	18
---	----

ZDZISŁAWA OWSIAK, AGNIESZKA WÓJCIK

THE INFLUENCE OF CO-COMBUSTED BIOMASS-COAL FLY ASH ON LIMITING ALKALI-SILICA REACTION	26
---	----

environment

NATALIJA KULIKOVA, ANDREY REDKO

SIMULATING HEAT-TRANSFER PROCESSES IN TWO-PHASE HEAT-UTILIZER AT HEAT PIPES	35
---	----

ALEXANDER ČAJA, PATRIK NEMEC, VERONIKA MANČÍKOVÁ, MILAN MALCHO

IMPACT OF THE MANUFACTURING CONDITIONS AND OPERATING POSITION ON HEAT TRANSPORT ABILITY OF THE HEAT PIPE FILLED WITH FLUORINERT FC-72	44
--	----

BOŻENA KACZMARSKA, WACŁAW GIERULSKI

DESIGNING INNOVATIVE PRODUCTS IN TERMS OF LCA	48
---	----

HOW TO PREPARE THE MANUSCRIPT	57
-------------------------------------	----

THE REVIEW PROCESS	58
--------------------------	----

EDITORIAL BOARD

Main Editor Jerzy Z. Piotrowski

Editor Radosław Zaborek

Secretary of the Editorial Board Łukasz Orman

Sectional Editor STRUCTURE Marek Iwański

Sectional Editor ENVIRONMENT Lidia Dąbek

SCIENTIFIC BOARD

STRUCTURE

Chairmanship Jerzy Wawrzeńczyk

Tomasz Arciszewski (USA), Lesław Brunarski, Go Iwahana (Japan), Zbigniew Kowal, Jozef Melcer (Slovakia),

Michaił V. Nemchinov (Russia), Victor Proskuriakow, Zbigniew Rusin, Bohdan Rymaszewski, Wacław Seruga,

Małgorzata Wilczkiewicz (USA)

ENVIRONMENT

Chairmanship Tomasz Kozłowski

Satoshi Akagawa (Japan), Elżbieta Bezak-Mazur, Dorota Chwieduk, Graham Herbertson (Scotland), Andrzej Kapłon, Andrzej Kuliczkowski, Janusz Łomotowski, Paweł Purgał, Leszek Radziszewski, Anatol Stroy (Ukraine), Maria Żygadło

www.sae.tu.kielce.pl

sae@tu.kielce.pl

The quarterly printed issues of Structure and Environment are their original versions

The Journal published by the Kielce University of Technology

PL ISSN 2081-1500

© Copyright by Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, 2014

25-314 Kielce, al. Tysiąclecia Państwa Polskiego 7

tel. 41 34 24 581

www.wydawnictwo.tu.kielce.pl



Kielce University of Technology
2014



structure
structure

MAREK IWAŃSKI¹
RYSZARD ORZECHOWSKI²
Kielce University of Technology
¹e-mail: iwanski@tu.kielce.pl
²e-mail: b06195ro@student.tu.kielce.pl

THE EFFECT OF RUBBER AND SYNTHETIC WAX ON THE SELECTED PROPERTIES OF BITUMEN 50/70

Abstract

This article presents the results and the analysis of the study of the impact of rubber and synthetic wax on the properties of bitumen 50/70 with an addition of 5÷20% of granular rubber and 1÷2% of synthetic wax. The tests conducted within the study measured penetration, softening point, Fraass breaking point, elastic recovery and dynamic viscosity. Based on the study, the penetration index and the plasticity temperature range were calculated. The results show that the rubber modified with synthetic wax significantly improves the properties of bitumen 50/70.

Keywords: bitumen, rubber modification, synthetic wax

1. Introduction

Research centres around the world are looking for ways to improve the quality and extend the durability of road pavements. One of the possible methods to enhance the pavement performance is the use of polymer modified bitumen or bitumen with other modifiers to produce asphalt mixtures. As the environmental factor is very important, many countries including Poland are conducting diverse research and development projects involving recycled rubber from tyre waste. This paper presents the results of the study of bitumen 50/70 modified with rubber and synthetic wax Fischer-Tropsch.

2. Characteristics of the material

Regular bitumen 50/70 in compliance with PN-EN 12591 was used in the study. The samples were collected in accordance with the requirements of PN-EN 58 and prepared for testing in accordance with PN-EN 12594. Asphalt-rubber binder is a mixture of hot asphalt and crumb rubber gradation 0÷0.8mm derived from scrap tires and synthetic wax produced by Fischer-Tropsch. The crumb rubber from car tires added to the asphalt (wet process technology) improves the binder properties [1]. Using the synthetic wax it is possible to reduce energy consumption and lower the viscosity necessary to surround the grains of the aggregate and increase the resistance to permanent deformation [2].

3. Selection of test parameters

The optimal binder properties are obtained at 200°C for 4 hours of stirring [3]. According to [4] the optimum thermal conditions for the rubber to bind with asphalt are in the temperature range of 190–240°C. Time of mixing asphalt with the rubber is long and continues for 3–8 hours. The use of synthetic wax does not cause major problems, since the waxes melt at the temperature of 70–140°C and are soluble in the asphalt binder simply by mixing. According to the national [6, 3, 4] and the foreign tests [7, 8] the binder annealing temperature was set at 180°C and the soaking time was set at 60 minutes.

4. Course of study

To determine the effect of rubber and synthetic wax on the properties of bitumen 50/70, 15 series of test has been performed, and were marked as symbols: GXYD.

G0D0	G0D1	G0D2
G5D0	G5D1	G5D2
G10D0	G10D1	G10D2
G15D0	G15D1	G15D2
G20D0	G20D1	G20D2

where: X – content of rubber in the binder modified with rubber and the synthetic wax [%], Y – content of synthetic wax in the binder modified with rubber and the synthetic wax [%], G15D2 – means that in the binder modified with rubber and the synthetic

wax, there is 15% of rubber and 2% of synthetic wax, G0D0 – means that in the binder modified with rubber and the synthetic wax, there is 0% of rubber and 0% of synthetic wax – basically it is a standard asphalt without any other additives.

The rubber in the form of crumb was added to the asphalt in the amount of 5%, 10%, 15% and 20% relative to the total weight of the binder. Synthetic wax was added to the asphalt in the amount of 1% and 2% relative to the total weight of binder. All the ingredients were mixed at 180°C for 5 minutes with a high speed mixer. While mixing, the sample containers were placed in a special thermos, in order to reduce the heat loss. After mixing, the mixture was heated in an oven at 180°C for 60 minutes. After the heating process, the following tests has been made:

- penetration process at the temperature of 25°C according to PN-EN 1426;
- softening temperature with the method of “Ring and Ball” according to PN-EN1427;
- Fraass breaking point according to PN-EN 12593;
- elastic recovery in the temperature of 25°C according to PN-EN 13398;
- dynamic viscosity designation according to PN-EN 13302.

5. Tests results

Vertical bars indicate confidence intervals of 0.95 (Figures of 1, 2, 5 and 6). The content of wax makes asphalt harder and stiffer in the operating temperature, it also reduces the penetration and increases the softening temperature. In the similar way, the rubber addition reduces penetration and increases the softening point (Figs 1-2). Penetration index is a measure of the sensitivity of asphalt. The lower the PI, the asphalt is thermally more sensitive [9]. Penetration index was calculated on the basis of the penetration at 25°C and softening temperature of PiK according to PN-EN 12591 [10].

With the increase of rubber and the synthetic wax content in the binder, the penetration index increases as well (Fig. 3). PI results for bitumen can be shaped roughly from -3 to +3.

The lower the value of PI, the bitumen softens quicker when heated rapidly, which basically means that it is more thermally sensitive [9]. The asphalt binder modified with rubber and synthetic wax characterizes with better penetration index. The plasticity temperature range TZP increases while increasing the content of rubber and synthetic wax in the binder (Fig. 4).

$$TZP = t_{PiK} - t_{lam} \quad (1)$$

where: t_{PiK} – softening point, °C, t_{lam} – Fraass breaking point.

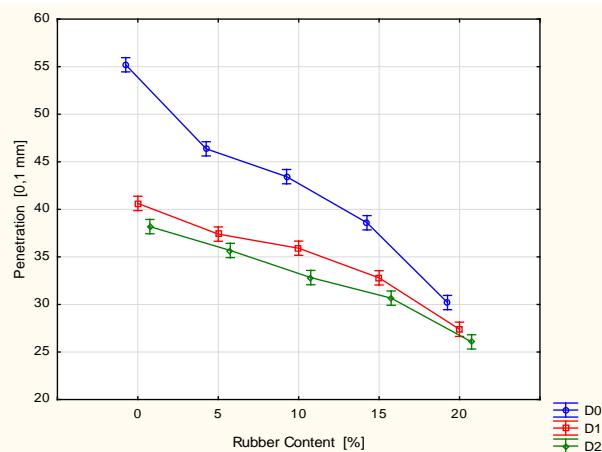


Fig. 1. Penetration value at 25°C in relation to rubber and synthetic wax content

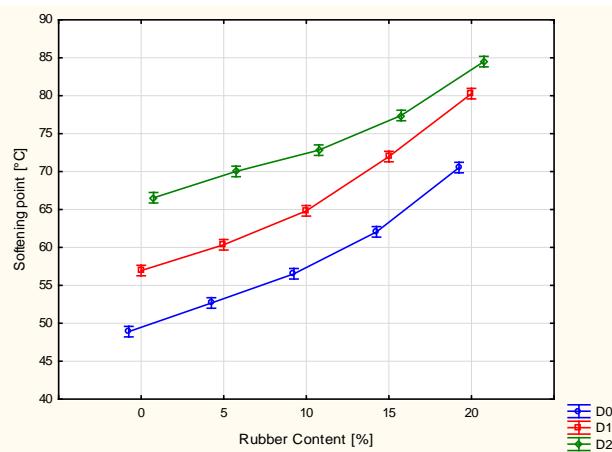


Fig. 2. Softening point „Ball and ring” value in relation to rubber and synthetic wax content

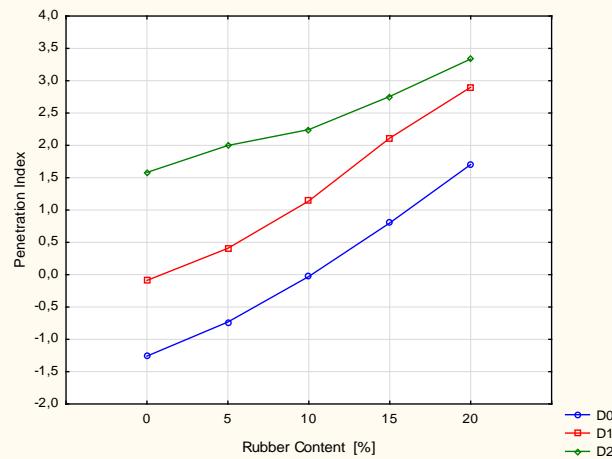


Fig. 3. Penetration index PI versus rubber and synthetic wax content

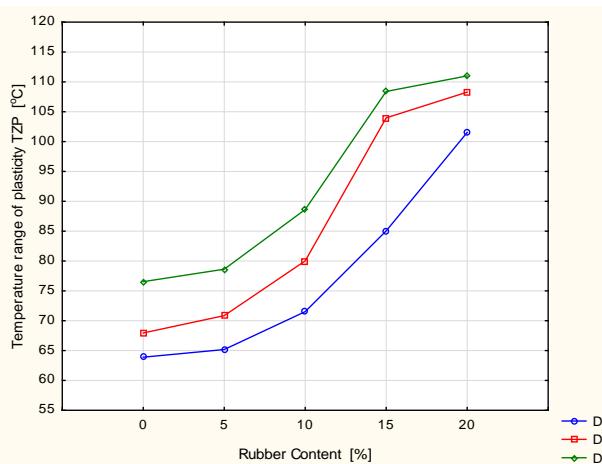


Fig. 4. Influence of rubber and synthetic wax on the plasticity temperature range Tzp of 50/50 bitumen

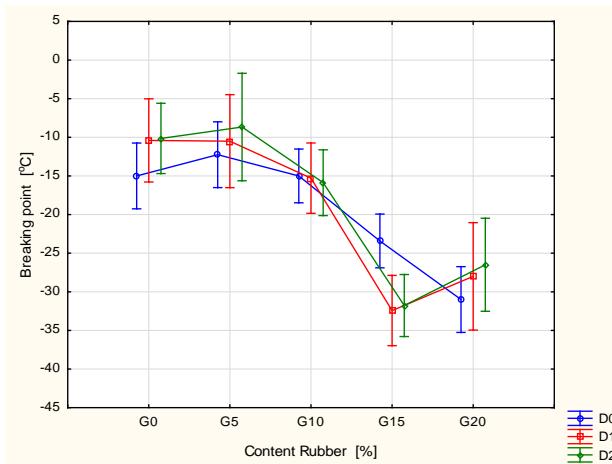


Fig. 5. Fraass breaking point versus rubber and synthetic wax content

Synthetic wax without any crumb rubber effect rising of the breaking point, which makes the properties of the binder worse. In the same way the crumb rubber addition in the amount of up to 10% makes the binder properties much worse. Over the 10% of rubber addiction in the binder, the Fraass breaking point decreases rapidly, which points to better binder properties (Fig. 5). While increasing the rubber content in the binder, the value of the elastic recovery increases. With the rubber content of 20% the elastic recovery is about 80%. The addition of synthetic wax (rubber content from 5 to 15%) results in increasing the elastic recovery (Fig. 6). All the samples cracked before reaching 200 mm.

The addition of crumb rubber significantly increases the asphalt viscosity. The addition of synthetic wax increases the viscosity of the mineral asphalt mixture at the operating temperatures, and in the production temperature effects by lowering it. However, the

reduction of viscosity of the synthetic wax with a rubber content of 1% and 2%, is very slight. Figure 7 presents a summary results of studies of dynamic viscosity versus temperature for all the 15 series.

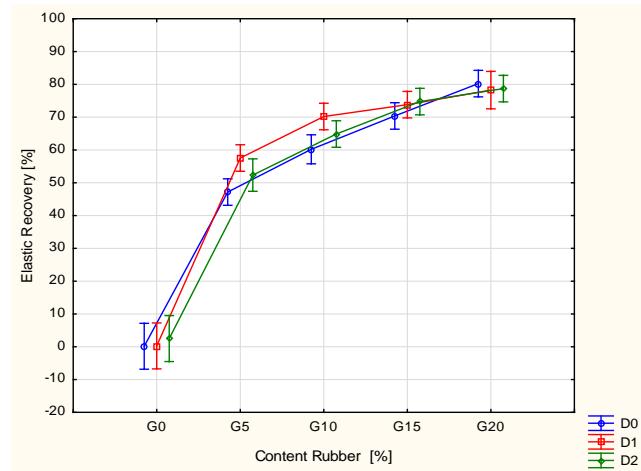


Fig. 6. Effect of rubber and synthetic wax on elastic recovery of bitumen 50/70

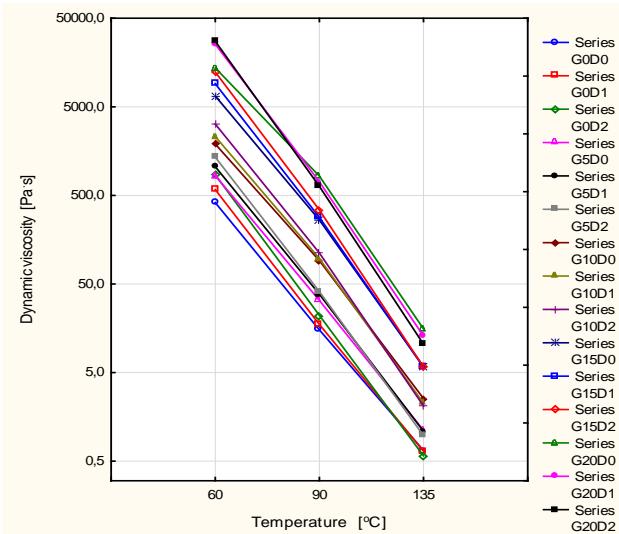


Fig. 7. Dynamic viscosity versus temperature

6. Conclusions

Tests and analyzes allow us to draw the following conclusions:

1. Addition of rubber and synthetic wax at the temperature of 180°C improves the properties of the bitumen 50/70.
2. The 50/70 asphalt, with the addition of rubber, produced at the temperature of 180°C has a lower penetration index and a higher softening point. The addition of synthetic wax results in a further reduction of the penetration index while the softening point increase.

3. The increase of rubber content significantly affects increase of the elastic recovery. Synthetic wax addition will increase those values even more.
4. The addition of rubber contributes to lower thermal sensitivity of asphalt, increase in penetration index and plasticity temperature range. Also in this case synthetic wax addition will increase those values.
5. The addition of rubber in the amount of 10–20% results in lowering the Fraass breaking point, which improves the properties of asphalt. Addition of synthetic wax with the content of rubber in the amount of 10% and 15% has beneficial effect on lowering the brittleness temperature of the binder.
6. The rubber addition increases the dynamic viscosity. Synthetic wax in an amount of 1–2%, increases the viscosity of the binder in the operating temperatures. And in the temperatures of 135–180°C slightly reduces the dynamic viscosity.

References

- [1] Piłat J., Radziszewski P.: *Lepiszcza gumowo-asfaltowe – lepiszcza o zwiększonej odporności na starzenie*, „Magazyn Autostrady”, 10, 2012.
- [2] Iwański M., Mazurek G.: *Wpływ wybranego modyfikatora na właściwości asfaltu „Drogownictwo”* 10, 2011.
- [3] Radziszewski P.: *Modelowanie trwałości zmęczeniowej modyfikowanych kompozytów mineralno-asfaltowych*; WPB, 1997.
- [4] Stefańczyk B., Mieczkowski P.: *Dodatki katalizatory i emulgatory w mieszankach mineralno-asfaltowych*, WKŁ, 2010.
- [5] Butz T.: *Niskotemperaturowe mieszanki mineralno-asfaltowe modyfikowane woskami*, „Magazyn Autostrady”, 10, 2012.
- [6] Ruttmar I., Mularz R., Radziszewski P., Piłat J., Sarnowski M.: *Odcinek doświadczalny wykonany z mieszanek mineralno-gumowo-asfaltowych*, „Nawierzchnie Asfaltowe”, 3, 2013.
- [7] Asphalt-Rubber Standard, Practice Guide, Prepared for the Rubber Pavements Association, October 1, 2012, Second Edition.
- [8] Technische Lieferbedingungen für Gummimodifizierte Bitumen TL RmB-StB By, Ausgabe 2010.
- [9] Błażejewski K., Styk S.: *Technologia warstw asfaltowych*, WKŁ, 2004.
- [10] PN-EN 12591:2010; *Asfalty i lepiszcza asfaltowe – Wymagania dla asfaltów drogowych*.

Marek Iwański
Ryszard Orzechowski

Wpływ gumy i syntetycznego wosku na wybrane właściwości asfaltu 50/70

1. Wprowadzenie

Instytuty naukowo-badawcze w Polsce i na świecie poszukują rozwiązań, które wpłynęłyby na poprawę jakości oraz wydłużenie trwałości nawierzchni drogowych. Jednym ze sposobów poprawy jakości i wydłużenia trwałości tych nawierzchni jest zastosowanie do produkcji mieszank mineralno-asfaltowych asfaltów modyfikowanych polimerami lub innymi dodatkami modyfikującymi. Bardzo ważne jest przy tym to, aby zastosowane rozwiązanie było korzystne dla środowiska naturalnego. W wielu krajach, w tym również i w Polsce prowadzone są badania nad modyfikacją asfaltu gumą uzyskaną ze zużytych opon

samochodowych. W tym artykule przedstawiono wyniki badań asfaltu 50/70 modyfikowanego gumą i woskiem syntetycznym Fischera-Tropscha.

2. Charakterystyka badanego materiału

Do wykonania badań użyto asfaltu zwykłego 50/70 spełniającego wymagania normy PN-EN 12591. Próbki do badań zostały pobrane zgodnie z wymaganiami PN-EN 58 i przygotowane do badań w sposób zgodny z PN-EN 12594. Lepiszcze asfaltowo-gumowe jest mieszaniną gorącego asfaltu i miału gumowego o uziarnieniu 0÷0,8 mm pochodzącego z zużytych opon samochodowych i syntetycznego wosku produkowanego metodą Fischera-Tropscha. Rozdrobniona

guma z opon samochodowych dodawana do asfaltu (technologia *wet proces*) poprawia właściwości spoiwa [1]. Stosując wosk syntetyczny można zmniejszyć zużycie energii, obniżyć lepkość niezbędną do otoczenia ziaren kruszywa oraz zwiększyć odporność na odkształcanie trwałe [2].

3. Dobór parametrów badania

Optymalne właściwości lepiszcza uzyskuje się w temperaturze 200°C w czasie 4 godzin mieszania [3]. Według [4] optymalne warunki termiczne wprowadzania gumy w skład asfaltu występują w zakresie temperatur 190–240°C. Czas mieszania miału gumowego z asfaltem jest długi i wynosi 3÷8 godzin. Czas ten jest uzależniony od intensywności mieszania, konstrukcji mieszadła, składu chemicznego asfaltu i granulacji gumy. Zastosowanie wosku syntetycznego nie stwarza większych problemów, ponieważ woski ulegają stopieniu w temperaturach od 70°C do 140°C i są rozpuszczalne w lepiszczu asfaltowym, przez zwykłe mieszanie. [5]. Po uwzględnieniu dotychczasowych doświadczeń krajowych [6, 3, 4] i zagranicznych [7, 8] ustaloną temperaturę wygrzewania lepiszcza na 180°C i czas wygrzewania 60 minut.

4. Przebieg badania

W celu określenia wpływu gumy i wosku syntetycznego na właściwości asfaltu 50/70 wykonano 15 serii badawczych, oznaczonych ogólnym symbolem: GXDY.

Gumę w postaci miału dodawano do asfaltu w ilościach: 5%; 10%; 15% i 20% w stosunku do masy całkowitej spoiwa. Wosk syntetyczny dodawano do asfaltu w ilościach: 1% i 2% w stosunku do całkowitej masy spoiwa. Wszystkie składniki mieszano w temperaturze 180°C przez 5 minut szybkoobrotowym mieszadłem. Podczas mieszania pojemniki z próbami umieszczano w specjalnym termosie po to, aby ograniczyć straty ciepła. Po wymieszaniu tak przygotowaną mieszankę ogrzewano w suszarce w temperaturze 180°C przez 60 minut. Po zakończonym procesie wygrzewania wykonano następujące badania:

- penetracji w temperaturze 25°C wg PN-EN 1426,
- temperatury mięknienia metodą „Pierścienia i Kuli” wg PN-EN1427,
- temperatury łamliwości Fraassa wg PN-EN 12593,
- nawrotu sprężystego w temperaturze 25°C wg PN-EN 13398,
- oznaczenie lepkości dynamicznej wg PN-EN 13302.

5. Wyniki badań

Na rysunkach 1, 2, 5 i 6 pionowe słupki oznaczają 0,95 przedziały ufności. Zawartość wosku powoduje utwardzenie oraz usztywnienie asfaltu w temperaturze eksploatacyjnej i wpływa na obniżenie penetracji oraz podwyższenie temperatury mięknienia. W podobny sposób oddziałuje dodatek gumy obniżając penetrację i podwyższając temperaturę mięknienia (rys.1, 2).

Indeks Penetracji jest miarą wrażliwości asfaltu. Im niższy PI, tym asfalt jest bardziej wrażliwy termicznie [9]. Indeks penetracji obliczono na podstawie penetracji w temperaturze 25°C i temperatury mięknienia PIK wg PN-EN 12591 [10]. Wraz ze wzrostem zawartości gumy i wosku syntetycznego w spoiwie rośnie wartość indeksu penetracji (rys. 3). Wyniki PI dla asfaltów mogą się kształtować w przybliżeniu od -3 do +3. Im niższa wartość PI, tym asfalt szybciej mięknie podczas ogrzewania tzn. jest bardziej wrażliwy termicznie [9]. Lepiszcze asfaltowe modyfikowane gumą i woskiem syntetycznym charakteryzuje się poprawionym indeksem penetracji. Temperaturowy zakres plastyczności TZP rośnie wraz ze wzrostem zawartości gumy i wosku syntetycznego w lepiszczu (rys. 4). TZP określono za pomocą wzoru (1). Wosk syntetyczny bez dodatku miału gumowego wpływa na podwyższenie temperatury łamliwości, czyli pogarsza właściwości lepiszcza. Również miał gumowy dodawany w ilościach do 10% wpływa na pogorszenie właściwości lepiszcza. Po przekroczeniu 10% zawartości gumy w lepiszczu następuje gwałtowne obniżenie temperatury łamliwości Fraassa, czyli poprawa właściwości lepiszcza (rys. 5). Wraz ze wzrostem zawartości gumy w lepiszczu rośnie wartość nawrotu sprężystego lepiszcza. Przy 20% zawartości gumy nawrót sprężysty wynosi ok. 80%. Dodatek wosku syntetycznego przy zawartości gumy 5÷15% wpływa na podwyższenie nawrotu sprężystego (rys. 6). We wszystkich przypadkach zerwanie próbek podczas badania nawrotu sprężystego następowało przed uzyskaniem wydłużenia 200 mm. Dodatek miału gumowego do asfaltu powoduje znaczne zwiększenie lepkości asfaltu. Dodatek wosku syntetycznego podwyższy lepkość mieszanki mineralno-asfaltowej w temperaturach eksploatacyjnych, a w temperaturze produkcji wpływa na jej obniżenie. Obniżenie lepkości przy zawartości wosku syntetycznego 1% i 2% jest jednak nieznaczne. Na rysunku 7 przedstawiono zestawienie wyników badań lepkości dynamicznej w funkcji temperatury dla wszystkich 15 serii.

6. Wnioski

Przeprowadzone badania laboratoryjne i analizy pozwalają na wyciągnięcie następujących wniosków:

1. Stosowanie dodatku gumy i wosku syntetycznego w temperaturze 180°C wpływa korzystnie na właściwości asfaltu 50/70.
2. Asfalt 50/70 z dodatkiem gumy wytworzony w temperaturze 180°C charakteryzuje się niższą penetracją oraz wyższą temperaturą mięknienia w porównaniu z asfaltem kontrolnym. Dodatek wosku syntetycznego powoduje dalsze obniżenie penetracji i podwyższenie temperatury mięknienia.
3. Wzrost zawartości gumy istotnie wpływa na zwiększenie nawrotu sprząstego modyfikowanego lepiszcza. Dodatek wosku syntetycznego powoduje wzrost tej charakterystyki.
4. Obserwuje się synergię dodatek gumy i wosku syntetycznego w zakresie mniejszej wrażliwości termicznej asfaltu, powoduje wzrost wartości indeksu penetracji oraz temperaturowego zakresu plastyczności.
5. Zastosowanie dodatku gumy do asfaltu 50/70 w ilości 10–20% wpływa na obniżenie temperatury łamliwości Fraassa. Dodatek wosku syntetycznego przy zawartości gumy 10% i 15% wpływa również korzystnie obniżając temperaturę łamliwości lepiszcza.
6. Dodatek gumy do asfaltu podwyższa lepkość dynamiczną lepiszcza. Wosk syntetyczny w ilości 1÷2% w temperaturach eksploatacyjnych zwiększa lepkość lepiszcza, natomiast temperaturach od 135°C do 180°C wpływa nieznacznie na obniżenie lepkości dynamicznej.

ELŻBIETA URBAŃSKA-GALEWSKA¹

PATRYK DENIZIAK²

Gdańsk University of Technology

¹e-mail: ugalew@pg.gda.pl

²e-mail: patdeniz@pg.gda.pl

THE INFLUENCE OF APPLYING SUPPLEMENTARY WEB PLATES ON STRUCTURAL JOINT MOMENT RESISTANCE AND ROTATIONAL STIFFNESS

Abstract

Continual trend to simplify structural elements and find less time-consuming solutions on construction site as well as inevitable increase in labour costs determine for instance elimination of those technological steps that are difficult to automation. Welding additional reinforcements and web stiffeners are great examples of such a step. The method presented in EN 1993-1-8 [8] is a result of long-term studies focused on calculating the moment resistance and stiffness of joints without transverse web stiffeners. Design calculations shown in this paper are based on resistance and stiffness growth analysis applying supplementary web plates. Authors consider validity of this solution due to construction effort and building durability remembering about minimization of the costs.

Keywords: steel structures, bolted joints, supplementary web plates, T-stubs with 4 bolts

1. Introduction

Constant aspiration for production costs minimization results in uninterrupted researching for simplification of construction elements in steel civil engineering sector as well. In the era of high level of steel elements producing industrialization those research projects are mainly focused on construction details simplifying due to the labour costs. It was common to eliminate those technical steps that were difficult to automation, for instance hole drilling. Cutting, adjusting and welding details for instance transverse web stiffeners or additional reinforcements were always (and still are) kind of slowing down steps in automated production systems. Resignation of those joint stiffening elements contributes to develop research into so-called semi-rigid connections whose stiffness is smaller than traditional rigid joints but still far from pinned ones. Long-term studies focused on semi-rigid links result in unusually complex and laborious design procedures that are legitimized in European Standard [8]. Mentioned rules allow not only to design structural frame joints but also determine the stiffness of the connections. Considering the rotational stiffness in calculations allows to use bending moment redistribution in frames which can

result in successive savings in beam cross-sections dimensions, therefore mass of the whole structure.

This paper shows exact designs examples that despite of using labour-intensive calculation procedures which allows to remove transverse web stiffeners are forcing the construction engineers to apply supplementary web plates increasing the resistance and rotational stiffness of column panel in shear, transverse compression and tension. Applying such supplementary web plates is nearly as laborious as welding transverse web stiffeners so it is contrary to the basic semi-rigid joints assumption focused mainly on production costs minimization. Furthermore, applying those supplementary web plates makes it impossible to hot dip galvanize as a corrosion protection.

2. Analysis of moment resistance and rotational stiffness in frame joint

A connection of a beam and a column is usually a critical point in steel frames made of H or I sections where the beam height is decisive. Designing full-strength joints (it means that the joint design moment resistance $M_{J,Rd}$ is higher than the plastic moment resistance of the beam $M_{b,pl,Rd}$) is possible in case of

local increase of the beam height near the top of the column applying oblique reinforcements so-called haunched beam. The second possibility is to increase the number of bolts in each rows from two to four. This increase is available only when the width of the H or I section beams reaches at least 300 mm.

In this paper frame eaves joint moment resistances are analysed in detail. The structure is made of S235 steel. HEB 400 is a column cross-section and as a beam section HEA 300, HEA 400, HEA 500 and HEA 600 are used interchangeably.

Figure 1 shows the structure of the analysed end plate connection. There are four different bolt diameters (M16, M20, M25, M30) applied for each

cross section of the beam. What is more, every bolt diameter has four different end plate thicknesses ($t_p = 15, 20, 25$ and 30 mm) taken into consideration. Bolts grade 8.8 are applied.

The component method defining the joint moment resistance $M_{j,Rd}$ and the stiffness $S_{j,ini}$ is described in many publications [1, 7] and also in European Standard [8] as well. This method considers resistance of every basic joint component showing the designers its influence on a general joint resistance so it is possible to identify the critical basic joint component (the weakest element in the connection).

Table 1 shows calculated result combinations of the resistance in each analysed case presenting critical

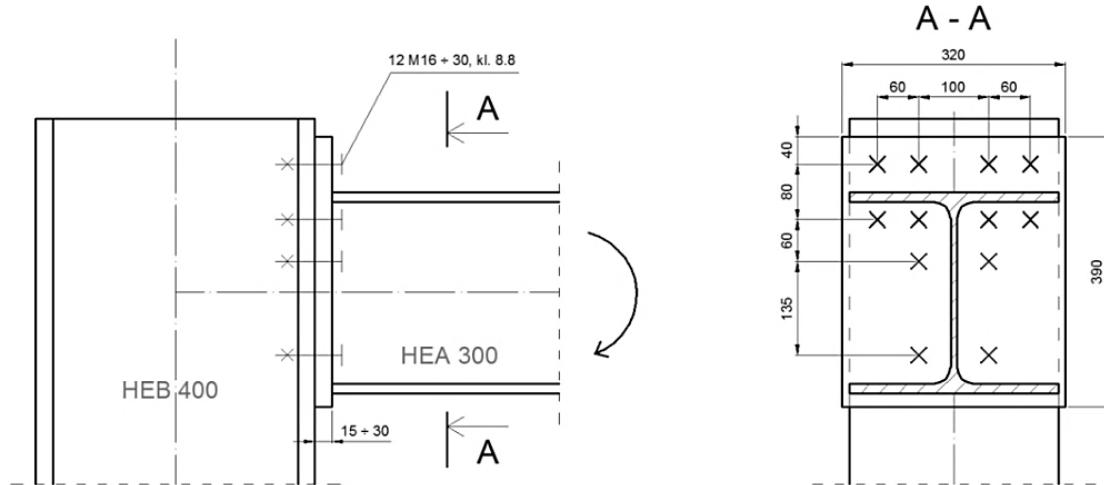


Fig. 1. Structure of the analysed end plate connection

Table 1. Values of moment resistance and rotational stiffness for joint without supplementary web plates (beam HEA 300)

Bolts class 8.8	End plate thickness [mm]	Critical basic joint component			$M_{j,Rd}$ [kNm]	$S_{j,ini}$ [kNm/rad]
		1 st bolts row	2 nd bolts row	3 rd bolts row		
M16	15	End plate	Bolts	Bolts	136.4	50 060
	20	End plate	Bolts	Bolts	146.3	51 825
	25	Bolts	Bolts	Bolts	147.4	52 176
	30	Bolts	Bolts	Bolts	147.4	52 140
M20	15	End plate	Bolts	End plate	198.9	51 984
	20	End plate	Bolts	Column web	214.8	54 111
	25	Column flange	Column web	Bolts	225.2	54 721
	30	Column flange	Column web	Bolts	225.2	54 912
M24	15	End plate	End plate	Column web	212.8	53 108
	20	End plate	Bolts	Column web	236.8	55 456
	25	Column web	Bolts	Column web	243.1	56 229
	30	Column web	Bolts	Column web	243.9	56 564
M30	15	End plate	End plate	Column web	212.8	54 136
	20	Column web	Column web	Column web	243.6	56 688
	25	Column web	Column web	Column web	245.2	57 612
	30	Column web	Column web	Column web	246.2	58 082

components (HEA 300 is the beam cross-section). Analysis focused on finding the weakest moment resistance joint components let the authors to notice some regularities. The weakest component is in fact column web, more precisely, the resistance of the column web panel in compression, tension and in shear.

3. Joint resistance with reinforced column web

Applying one- or double-sided web plates is a very effective method of column web resistance increase. To evaluate the effectiveness of this method in the semi-rigid joint shown in Figure 1, several calculations of the resistance and the stiffness were conducted. Connection was reinforced with the one-sided supplementary web plate of thickness $t_s = 15 \text{ mm} \geq t_{wc} = 13.5 \text{ mm}$ (t_{wc} – column web thickness) and dimensions (in accordance with European Standard [8]) are presented in Figure 2. The plate length $l_s = 550 \text{ mm}$ is set to cover an effective web width in compression ($b_{eff,c} = 330 \text{ mm}$) and tension ($b_{eff,t} = 185 \text{ mm}$). Applying the one-sided

web plate increases the cross-section area in shear by value $b_s t_{wc}$. The authors decided to apply one-sided web plate, because in accordance with [8], applying double-sided plates gives no more web cross section area increase – the effective web thickness specifying in shear resistance is the same in one- and double-sided web plates cases. What is more, a design moment resistance of the reinforced column web in tension is dependent on the thickness of the longitudinal welds connecting plates with the web. Choosing longitudinal welds thickness $a \geq t_s$ allows to increase the effective web thickness, in case of one- sided web plate $t_{w,eff} = 1.5 t_{wc}$, and double-sided web plates – $2.0 t_{wc}$. In the presented case the weld thickness is equal to the web plate thickness $a = t_s = 15 \text{ mm}$.

Column webs are critical components in joints with M24 and M30 bolts so only those cases were analysed. Results are presented in Comparing calculations of the moment resistance and the stiffness have been done to check the effectiveness of applying supplementary

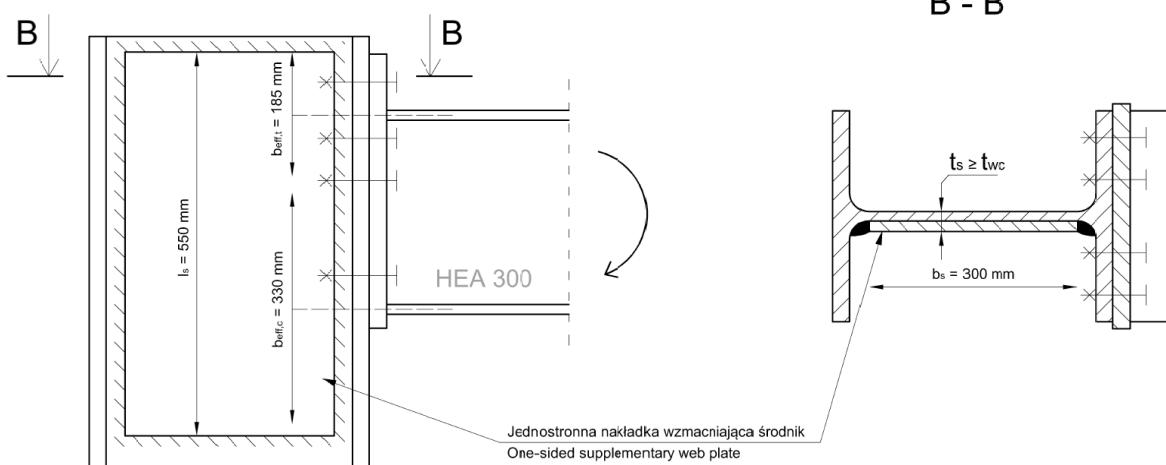


Fig. 2. Supplementary web plate dimensions in accordance with the guidelines [8]

Table 2. Values of moment resistance and rotational stiffness for joint with one supplementary web plate (beam HEA 300)

Bolts class 8.8	End plate thickness [mm]	Critical basic joint component			$M_{j,Rd}$ [kNm]	$S_{j,ini}$ [kNm/rad]
		1 st bolts row	2 nd bolts row	3 rd bolts row		
M24	15	End plate	End plate	End plate	242.3	75 951
	20	End plate	Bolts	Column flange	293.6	80 415
	25	Column flange	Bolts	Column flange	304.6	81 842
	30	Column flange	Bolts	Column flange	304.6	82 351
M30	15	End plate	End plate	Column web	245.9	78 073
	20	End plate	Column flange	Column web	321.6	83 033
	25	End plate	Column flange	Column web	336.3	84 806
	30	Column flange	Column web	Column web	337.5	85 610

web plates in semi-rigid joints. Before and after reinforcement results are presented in Table 3.

Table 3. Increase of moment resistance and rotational stiffness for joint with one supplementary web plate (beam HEA 300) comparing with joint without supplementary web plate

Bolts class 8.8	End plate thickness [mm]	$\Delta M_{j,Rd}$ [%]	$\Delta S_{j,in}$ [%]
M24	15	14	43
	20	24	45
	25	25	46
	30	25	46
M30	15	16	44
	20	32	46
	25	37	47
	30	37	47

In the presented case the moment resistance increase is placed between 14% and 37% and the stiffness increase between 43% and 47%.

4. Summary and conclusions

Taken parametric analysis explicitly confirms high effectiveness of applying supplementary web plates as a method of reinforcing the column web panel. Figure 3. shows comparing of the moment resistance increase.

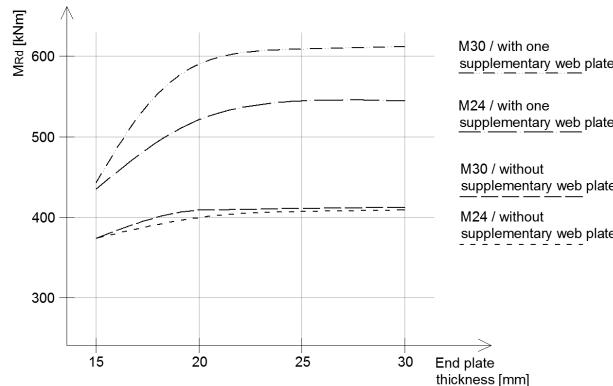


Fig. 3. Comparison of moment resistance for joint (column HEB 400 and beam HEA 300) before and after reinforcement using supplementary web plate

Stiffness of analysed joint (column HEB 400 and beam HEA 300) including one-sided web plate reinforcement is shown in Figure 4. The comparison is made for joints with M24 and M30 bolts. It is easy to notice the influence of the column web resistance (without reinforcement) on the resistance of whole connection and strong growth of the moment resistance in joints with web plates. The end plate thickness has visible influence as well.

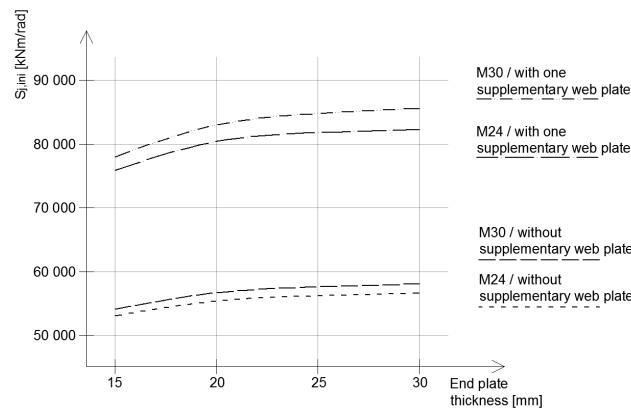


Fig. 4. Comparison of moment resistance for joint (column HEB 400 and beam HEA 300) before and after reinforcement using supplementary web plate

This effect is impossible to attain using traditional transverse web stiffeners extending beam flanges [3]. An alternative solution to the method of joints reinforcing with supplementary web plates, which is a very effective method, is applying joints with so-called haunched beams (additional material and labour) or applying bigger hot formed cross-sections. There is a very important question appearing at this stage if it is actually possible to combine aspiration to eliminate expensive and laborious technological solutions with structure designing in an effective way focused on complete steel consumption. Furthermore applying such plates makes corrosion protection hard to put on galvanized elements.

Due to a huge time consuming joint designing process according to [8] it would be advisable to create tables helpful in designing semi-rigid connections including traditional reinforcement by transverse web stiffeners and one- and double-sided supplementary web plates as well. Computer applications as resistance calculators wouldn't be even as effective tool for designers as tables and diagrams that allows to do wide-ranging and deep analysis and consider different variants of the construction.

References

- [1] Bródka J., Kozłowski A.: *Sztynośc i nośność węzłów podatnych (Moment resistance and stiffness of semi-rigid joints)*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów-Białystok 1996.
- [2] Bródka J., Kozłowski A., Ligocki I., Łaguna J., Ślęczka L.: *Projektowanie i obliczanie połączeń i węzłów konstrukcji stalowych (Designing and calculation of connections and joints in steel constructions)*, Polskie Wydawnictwo Techniczne, Rzeszów 2009.

- [3] Deniziak P.: *Comparative analysis of resistance and rotational stiffness increasing methods in steel end plate joints*, Zeszyty Naukowe Politechniki Gdańskiej, Inżynieria Łądowa i Wodna II (w druku).
- [4] Kozłowski A., Pisarek Z., Wierzbicki S.: *Metoda składnikowa określania według PN-EN 1993-1-8 strukturalnych właściwości spawanych węzłów ramowych konstrukcji stalowych (Component method for assessment of structural joint properties according to PN-EN 1993-1-8 and their application to welded steel frame joints)*, „Inżynieria i Budownictwo”, 2, 2010, s. 74–81.
- [5] Kozłowski A., Pisarek Z., Wierzbicki S.: *Projektowanie doczołowych połączeń śrubowych według PN-EN 1993-1-8*, „Inżynieria i Budownictwo”, 2, 2010, s. 74–81.
- [6] Kozłowski A., Pisarek Z.: *Resistance and stiffness of T-stub with four bolts*, „Archives of Civil Engineering”, Vol. 54, No.1, 2008, pp. 167–191.
- [7] Pisarek Z., Kozłowski A.: *End plate steel joint with four bolts in the row* [in:] *Progress in Steel, Composite and Aluminum Structures*, Ed.: Giżejowski, Kozłowski, Ślęczka & Ziółko, Taylor & Francis Group, London 2006.
- [8] EN 1993-1-8 Eurocode 3: *Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints*, 2005.

Elżbieta Urbańska-Galewska
Patryk Deniziak

Wpływ zastosowania nakładek wzmacniających środnik na nośność i sztywność doczołowego węzła śrubowego

1. Wprowadzenie

Odwieczne dążenie do minimalizacji kosztów produkcji przyczyniło się do poszukiwania prostych rozwiązań konstrukcyjnych również w zakresie budowlanych konstrukcji stalowych. W dobie wysokiego poziomu uprzemysłowienia procesu wytwarzania konstrukcji poszukiwania te skupiły się przede wszystkim na upraszczaniu szczegółów konstrukcyjnych z uwagi na koszty robocizny. Dążono do wyeliminowania operacji technologicznych, które w żaden sposób nie mogły zostać zautomatyzowane, tak jak np. wiercenie otworów. Do operacji technologicznych spowalniających zautomatyzowaną linię produkcyjną należały i nadal należą: trasowanie, wycinanie, wpasowywanie oraz spawanie takich detali konstrukcyjnych, jak: zebra, dodatkowe wzmacnienia i usztywnienia. Rezygnacja z żeber usztywniających węzły ram przyczyniła się do rozwoju badań nad tak zwymi węzłami podatnymi, czyli węzłami o mniejszej sztywności niż tradycyjne węzły sztywne, jednakże dalekie od węzłów przegubowych. Wieleletnie badania węzłów podatnych zaowocowały niezwykle złożonymi i pracochłonnymi procedurami

obliczeniowymi, które zostały usankcjonowane odpowiednimi zapisami w normie europejskiej [8]. Procedury te umożliwiają nie tylko na zaprojektowanie i zwymiarowanie węzłów ram, ale także na określenie sztywności węzła. Z kolei uwzględnienie podatności węzłów w obliczeniach statycznych pozwala na wykorzystanie redystrybucji momentów zginających w ramach, co może skutkować kolejnymi oszczędnościami, tym razem wynikającymi ze zmniejszenia wymiarów prętów ram, a więc masy konstrukcji.

W niniejszym artykule zostały wskazane sytuacje projektowe, w których pomimo wykorzystania niezwykle pracochłonnych procedur obliczeniowych, mających na celu pominięcie żeber usztywniających węzły, jesteśmy zmuszeni do zastosowania dodatkowych nakładek wzmacniających, które zwiększą nośność środnika słupa przy ścinaniu i sztywność przy ścinaniu, ściskaniu i rozciąganiu. Stosowanie takich nakładek jest prawie tak samo pracochłonne jak stosowanie usztywniających żeber poprzecznych, a więc tym samym sprzeczne z podstawowym założeniem leżącym u podstawy stosowania węzłów podatnych, a dotyczącym minimalizacji kosztów wy-

twarzania. Ponadto zastosowanie takich nakładek uniemożliwia wykonanie ochrony antykorozyjnej elementów konstrukcyjnych poprzez cynkowanie na gorąco.

2. Analiza nośności i sztywności okapowego węzła ramy

W projektach ram portalowych z dwuteowników walcowanych przekrojem krytycznym z uwagi na wymiary rygla jest węzeł okapowy, tj. połączenie rygla ze słupem. Zaprojektowanie węzła o pełnej nośności, czyli węzła, którego nośność obliczeniowa $M_{j,Rd}$ jest większa od obliczeniowej nośności plastycznej przekroju belki przy zginaniu $M_{b,pl,Rd}$ [8] jest możliwe, gdy lokalnie zwiększymy wysokość rygla w strefie przypodporowej poprzez zastosowanie tzw. skosów. Drugą metodą podwyższenia nośności węzła jest zwiększenie liczby śrub w poszczególnych szeregowach z dwóch do czterech sztuk. Ta ostatnia metoda jest możliwa do zastosowania przy projektowaniu rygla z dwuteowników szerokostopowych, o szerokości pasa minimum 300 mm.

W niniejszej pracy szczegółowej analizie poddana nośność węzła okapowego ramy portalowej wykonanej ze stali S235, w której słup zaprojektowano z dwuteownika HEB 400, natomiast rygiel przyjmowano kolejno z dwuteowników HEA 300, HEA 400, HEA 500 i HEA 600.

Konstrukcję węzła przedstawiono na rysunku 1. Przy każdym rodzaju rygla przeliczono po cztery warianty połączeń z uwagi na średnicę śrub (M16, M20, M25, M30), a przy każdej średnicy śruby uwzględniono wpływ grubości blachy czołowej ($t_p = 15, 20, 25$ i 30 mm). Przyjęto śruby klasy 8.8.

Składnikowa metoda określania nośności obliczeniowej $M_{j,Rd}$ i sztywności $S_{j,inj}$ węzłów ram, opisana w wielu publikacjach [1, 7] oraz normie [8], uwzględniająca nośności wszystkich aktywnych składników węzła, pozwala na precyzyjną analizę wpływu poszczególnych elementów na nośność węzła oraz identyfikację składników krytycznych, tzn. składników o najmniejszej nośności.

W tabeli 1 zestawiono wyniki obliczeń nośności i sztywności obrotowej niewzmocnionych węzłów ramy portalowej z ryglem z HEA 300, w której zaznaczono najsłabsze składniki węzła. Analiza krytycznych, z uwagi na nośność, części podstawowych węzła pozwoliła zauważyc pewną prawidłowość. Najsłabszą częścią węzła, jest w zasadzie środknik słupa, a dokładniej nośność środknika słupa przy ściskaniu lub rozciąganiu.

3. Nośność węzła ze wzmacnionym środkikiem słupa

Efektywną metodą zwiększenia nośności panelu środkika słupa jest zastosowanie jedno- lub dwustronnych nakładek. W celu oceny skuteczności stosowania nakładek w węźle podatnym wykonano obliczenia nośności i sztywności węzła przedstawionego na rysunku 1, wzmacnionego jednostronną nakładką. Przyjęto nakładkę o grubości $t_s = 15 \text{ mm}^3$ $t_{wc} = 13,5 \text{ mm}$ (gdzie: t_{wc} – grubość środkika słupa) oraz o wymiarach jak na rysunku 2, spełniającą odpowiednie warunki normowe [8]. Długość nakładki $l_s = 550 \text{ mm}$ została tak dobrana, aby obejmowała swoim wymiarem efektywną szerokość środkika przy ściskaniu ($b_{eff,c} = 330 \text{ mm}$) i rozciąganiu ($b_{eff,c} = 185 \text{ mm}$). Zastosowanie nakładek jednostronnej pozwala na zwiększenie przekroju czynnego przy ściskaniu o wartość $b_s t_{wc}$. Zdecydowano się na zastosowanie nakładek jednostronnej, gdyż zgodnie z [8], zastosowanie dwustronnej nakładki nie wpływa dodatkowo na zwiększenie przekroju środkika – jego efektywna grubość uwzględniana przy określaniu nośności na ściskanie jest taka sama, jak w przypadku nakładek jednostronnej. Z kolei obliczeniowa nośność wzmacnionego nakładkami środkika słupa przy rozciąganiu jest uzależniona od grubości spoin podłużnych, łączących nakładek ze środkikiem. Przyjęcie czołowych spoin podłużnych o grubości $a^3 t_s$ pozwala na przyjęcie efektywnej grubości środkika, w przypadku nakładek jednostronnej, $t_{w,eff} = 1,5 t_{wc}$, natomiast w przypadku dwustronnej $-2,0 t_{wc}$. W analizowanym przypadku przyjęto spoinę czołową o grubości równej grubości nakładek $a = t_s = 15 \text{ mm}$.

Obliczenia przeprowadzono tylko dla węzłów ze śrubami M24 i M30, w których najsłabszym składnikiem węzła jest właśnie środknik słupa. Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 2.

W celu sprawdzenia skuteczności stosowania nakładek wzmacniających środknik słupa w węźle podatnym wykonano obliczenia porównujące nośności i sztywności podatnego węzła ramy przed i po wzmacnieniu nakładką jednostronną. Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 3.

W analizowanym przypadku uzyskano przyrost nośności węzła od 14% do 37%, a sztywności od 43% do 47%.

4. Podsumowanie i wnioski

Przeprowadzona analiza parametryczna jednoznacznie potwierdziła wysoką skuteczność stosowania nakładek wzmacniających środknik słupa. Na rysunku 3 przedstawiono porównanie przyrostu nośności, a na rysunku 4 sztywności analizowanego węzła

(słup HEB 400 i rygiel HEA 300) na skutek wzmacnienia środka słupa jednostronną nakładką. Porównanie przeprowadzono dla węzłów ze śrubami M24 i M30. Widoczny jest wpływ nośności środka (bez wzmacnień) na nośćkę węzła jako całości oraz zdecydowany wzrost nośności węzła z nakładkami na środku słupa, a także wpływ grubości blachy czołowej na nośność węzła.

Efektu takiego nie można uzyskać stosując tradycyjne żebra usztywniające panel środka słupa na przedłużeniach pasów belki/rygla [3]. Rozwiążaniem alternatywnym w stosunku do konstrukcji z węzłami wzmacnionymi nakładkami, co jest jak widać metodą bardzo efektywną, jest zastosowanie węzłów ze skosami (dodatkowy materiał i robocizna) lub po prostu zastosowanie większych kształtowników walcowanych.

Wobec powyższego pojawia się pytanie, czy możliwe jest pogodzenie dążenia do eliminowania koszt- i pracochłonnych rozwiązań konstrukcyjnych z projektowaniem konstrukcji efektywnych z uwagi na zużycie materiału? Ponadto zastosowanie nakładek na środek utrudnia wykonanie ochrony antykorozyjnej elementów konstrukcyjnych poprzez cynkowanie na gorąco.

Z uwagi na ogromną czasochlonność projektowania węzłów wg [8] wskazane byłoby opracowanie tablic do projektowania węzłów podatnych, uwzględniających efekt wzmacnienia węzła zarówno tradycyjnymi żebrami poprzecznymi jak i jedno- lub dwustronnymi nakładkami wzmacniającymi środek słupa. Nawet programy komputerowe do projektowania węzłów podatnych w postaci kalkulatorów nośności nie będą stanowiły dla projektanta tak efektywnego narzędzia, jak tablice i diagramy, które pozwalają na szerszą i bardziej wnikliwą analizę i ocenę różnych wariantów konstrukcyjnych.

MARIAN GIĘJOWSKI¹
ZBIGNIEW STACHURA²

Institute of Building Engineering
Faculty of Civil Engineering
Warsaw University of Technology
'e-mail: m.gizejowski@il.pw.edu.pl
²e-mail: z.stachura@il.pw.edu.pl

PARTIAL FACTORS FOR THE MEMBER STABILITY RESISTANCE OF STEEL STRUCTURES

Abstract

Up-to-date investigations carried out by the authors of this paper were concerned with the analysis of cross-section resistance utilization ratios (RURs) of statically determinate elements of steel floor construction, assuming that elements are fully restrained against overall instability. Numerical values of RURs were predicted according to Eurocodes implemented in Poland as standards PN-EN and according to Polish standards PN-B being substituted. For the cross section resistance according to Eurocodes, partial resistance factors were taken as unity, as it has been recommended in the Polish National Annex, and their differentiated, modified values according to authors' own proposal. Hereafter, a discussion on the evaluation of partial factors for the member stability resistance (buckling of columns and lateral-torsional buckling of beams) is taken place. The proposal for the evaluation of partial factor values in the whole range of element slenderness is presented together with a statistical analysis of section and member resistances taking into account the authors' proposal developed.

Keywords: steel elements, cross-section resistance, member resistance, partial factors, statistical analysis

1. Introduction

The present contribution is a continuation of authors' investigations presented in Gięjowski and Stachura [1] and referred to the evaluation of cross-section resistance partial factors of statically determinate structural elements in steel floor constructions. Results included different sensitivity of cross section to local buckling, i.e. the effect of section class. This paper extends the previously undertaken topic of section resistance analysis of steel floor structural elements towards their overall stability resistance, considering the steel grades S235 and S355, the most frequently used in practice.

Analysis of safety requirements according to the same computational model of the steel floor structure was carried out for main floor structural elements, and under the condition of resistance utilization ratios equalization using two different packages of design codes taken into account. Resistance utilization

factors (RURs) obtained with reference to the code PN-90/B-03200 [2] and associated PN-B codes were accounted for together with the code PN-EN 1993-1-1 [3] and associated PN-EN codes.

2. Methodology and results

Partial factors γ_M resulting from the analysis of safety requirements as described above are as follows:

- in case of elements bent in the plane of greater cross section moment of inertia and subjected to lateral-torsional buckling:

$$\begin{aligned}\gamma_M &= \frac{M_{b,Rk,EN}}{M_{b,Rk,PN}} \cdot \frac{M_{Ed,PN}}{M_{Ed,EN}} \gamma_s = \\ &= \frac{M_{c,Rk,EN}}{M_{c,Rk,PN}} \cdot \frac{\chi_{LT}}{\phi_{LT}} \cdot \frac{(\gamma_{G,PN} + \gamma_{Q,PN} \cdot \psi)}{(\gamma_{G,EN} + \gamma_{Q,EN} \cdot \psi)} \gamma_s\end{aligned}\quad (1)$$

- in case of elements axially compressed and subjected to different modes of buckling:

$$\gamma_M = \frac{N_{b,Rk,EN}}{N_{b,Rk,PN}} \cdot \frac{N_{Ed,PN}}{N_{Ed,EN}} \gamma_s = \\ = \frac{N_{c,Rk,EN}}{N_{c,Rk,PN}} \cdot \frac{\chi}{\phi} \cdot \frac{(\gamma_{G,PN} + \gamma_{Q,PN} \cdot \psi)}{(\gamma_{G,EN} + \gamma_{Q,EN} \cdot \psi)} \gamma_s \quad (2)$$

where notation adopted is as used in by Gizejowski and Stachura [1] and furthermore:

φ_{LT} ; χ_{LT} – stability reduction factors with regard to lateral-torsional buckling (LT buckling) according to [2] and [3], respectively;

φ ; χ – stability reduction factors with regard to buckling under compression (F, T or TF buckling) according to [2] and [3], respectively.

In Equations. (1) and (2), the relative slenderness ratios $\bar{\lambda}_{LT,PN}$ and $\bar{\lambda}_{EN}$ according to [2] can be expressed as functions of corresponding slenderness ratios $\bar{\lambda}_{LT,EN}$ and $\bar{\lambda}_{EN}$ according to [3] as follows:

- for elements bent about the major axis y-y and subjected to LT buckling:

$$\bar{\lambda}_{LT,PN} = \sqrt{\frac{M_{c,Rk,PN} \gamma_{cr}}{M_{cr,PN} \gamma_s}} = \sqrt{\frac{1,33 \cdot 210}{205 \cdot \gamma_s}} \cdot \sqrt{\frac{W_{y,PN}}{W_{y,EN}}} \cdot \sqrt{\frac{M_{c,Rk,EN}}{M_{cr}}} = a_{b,LT} \bar{\lambda}_{LT,EN} \quad (3)$$

- for elements axially compressed and subjected to different modes of buckling:

$$\bar{\lambda}_{EN} = \sqrt{\frac{N_{c,Rk,PN} \gamma_{cr}}{N_{cr,PN} \gamma_s}} = \sqrt{\frac{1,33 \cdot 210}{205 \cdot \gamma_s}} \cdot \sqrt{\frac{A_{PN}}{A_{EN}}} \cdot \sqrt{\frac{N_{c,Rk,EN}}{N_{cr}}} = a_b \bar{\lambda}_{EN} \quad (4)$$

where: A_{PN} , A_{EN} – class dependent cross-section area according to [2] and [3], respectively;

$W_{y,PN}$, $W_{y,EN}$ – class dependent cross-section modules according to [2] and [3], respectively;

M_{cr} – critical moment of perfect elastic element subjected to LT buckling,

N_{cr} – critical force of perfect elastic element subjected to F, T or TF buckling modes,

a_b – buckling parameter dependent upon the steel grade (for 1, 2 or 3 section class) and upon the steel grade and section class (for sections of class 4) for elements subjected to axial compression,

$a_{b,LT}$ – lateral-buckling parameter dependent upon the steel grade and section class for elements bent about the axis of greater moment of inertia.

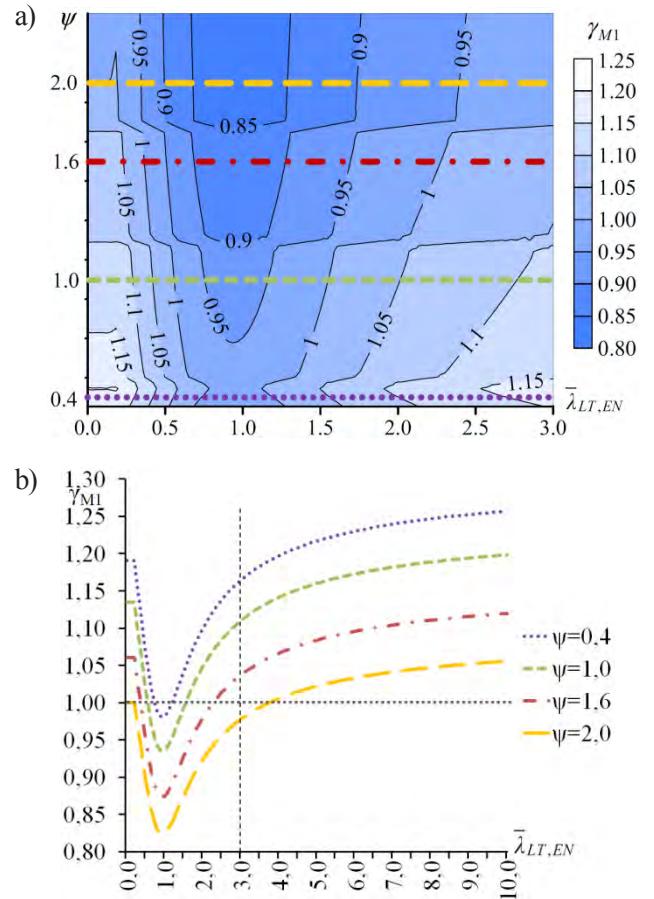


Fig. 1. Results presenting values of partial factors for lateral-torsional buckling of rolled IPE beams:
a) mapped on plane, b) presented as curves of γ_{M1} for chosen values of ψ .

Results of stability resistance partial factors may be expressed as function dependent upon two arguments: relative slenderness ratio according to [3] and the load parameter ψ . Exemplary results are mapped and shown graphically in Figure 1. In Figure 1a the results referred to lateral-torsional buckling of rolled IPE beams, the buckling of which is assessed with use of the general PN-EN code method are presented. Four lines in the above figure are associated with four values of the load parameter ψ , namely $\psi = 0.4$; $\psi = 1.0$; $\psi = 1.6$ and $\psi = 2.0$ that correspond approximately to imposed load values 1.7; 4.2; 6.8 and 8.5 kN/m², respectively. Four levels of the load factor are in line with boundaries for the description of changes in the prediction of design load combinations as it has been considered by Gizejowski and Stachura [1] in their detailed analysis of cross section resistance partial factors. In Fig. 1b), the curves of slenderness dependent member stability resistance factor γ_{M1} for chosen four values of the load parameter ψ are presented as a result of four respective vertical cuts of

the surface mapped in Figure 1a. A rapid drop in the values of partial factor is observed with the increase of slenderness below it takes approximately the value of 1.0. Furthermore, above the slenderness of being equal to unity, there is a monotonic increase of the partial factor γ_{MI} to its certain asymptotic value.

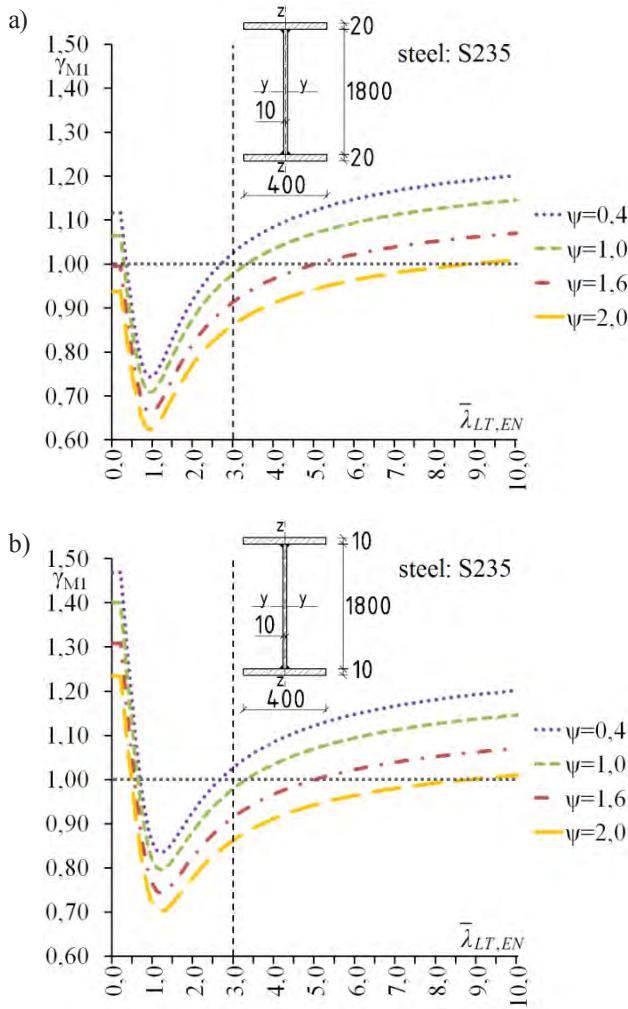


Fig. 2. Values of partial factors for lateral-torsional buckling of welded plate girders: a) with slender walls being supported and compact supporting walls, b) with slender walls being supported and slender supporting walls

Figure 2 shows the results of lateral-torsional buckling of welded class 4 I-section plate girders. In case of plate girder sections with compact supporting walls (Fig. 2a) and larger load factor, Eurocodes approach ensures a greater safety level than that yielding from PN-B codes approach, noting that the practical range of relative slenderness ratio of up to 3.0 is considered. In case of plate girder sections with slender supporting walls (Fig. 2b), larger values exceeding unity of the partial factor γ_{MI} are observed

in the range of girder low relative slenderness ratios. For larger girder slenderness ratios, the tendency is the same as for the girder sections with compact supporting walls. It clearly shows that the overall instability phenomenon of slender elements is practically independent from factors that are decisive in the evaluation of cross section resistance.

In case of section wide flange I-section rolled profiles of HEA type, analysis results referred to flexural buckling about y-y are shown in Figure 3a. A decrease of the partial factor is observed in course of increase of the compressed member slenderness ratio but in a narrower range than in case of girders. For buckling about the axis of weaker section moment of inertia (axis z-z), values of γ_{MI} are for practical range of load factors above unity and are generally decreasing with a subjection to slight fluctuations in course of the slenderness ratio increase, and then increase towards asymptotic values in the same way as in case of buckling about y-y axis (see Fig. 3b).

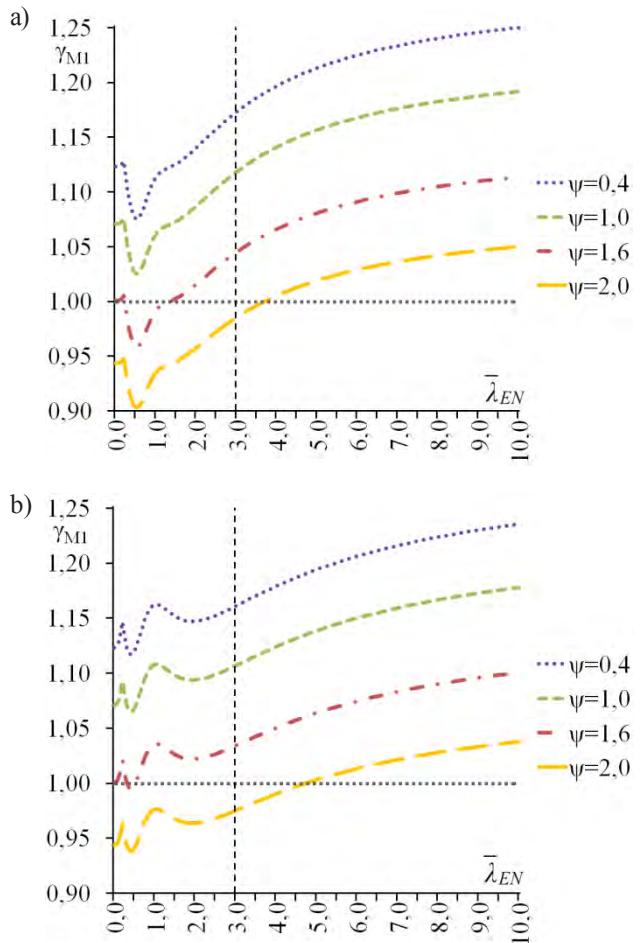


Fig. 3. Values of partial factors for compressed columns made of rolled HEA profile of steel S235/S355: a) buckling about axis y-y, b) buckling about axis z-z

Results for buckling about both axes of narrow flange I-section rolled profiles of IPE type and columns of box welded sections, as well as for buckling about y-y axis of welded class 4 I-section plated columns are similar to those of rolled HEA profiles buckling about y-y axis. Furthermore, results for welded class 4 I-section plated columns buckling about the weaker section moment of inertia are similar to those of rolled HEA profiles buckling about z-z axis.

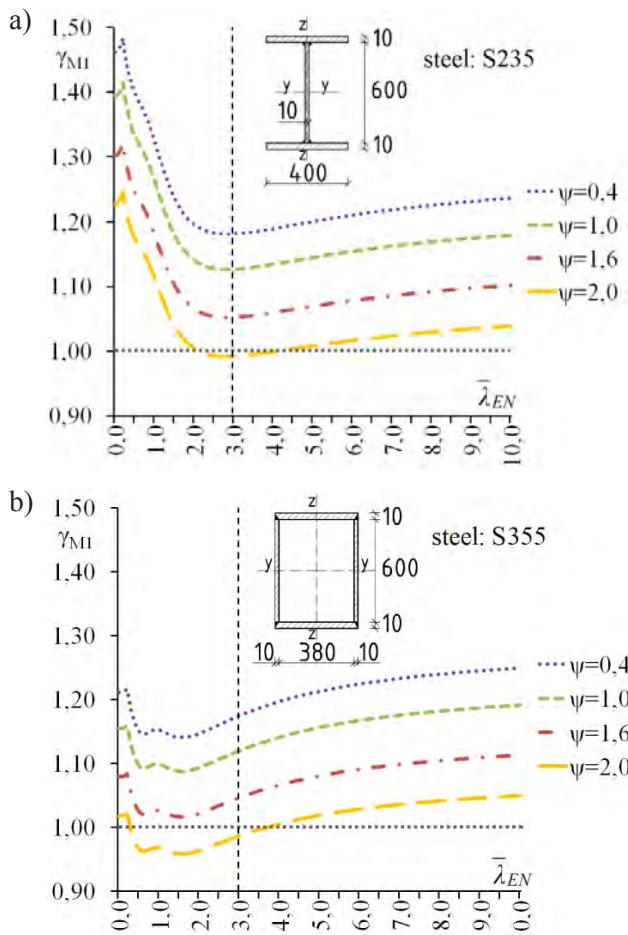


Fig. 4. Values of partial factors for compressed columns made of welded plate and box sections with slender supporting walls: a) buckling about axis z-z, b) buckling about axis y-y and z-z

Results for buckling of welded class 4 I-section and box section plated columns with slender supporting walls are show in Figure 4. Practically in the whole range of column relative slenderness ratios, the Eurocodes approach gives a lower safety level than that of national codes PN-B being substituted by PN-EN codes. Lower values of the resistance factor γ_{MI} for box section columns than those corresponding to I-section columns in the range of small relative slenderness ratios results from the fact that the

national PN-B steel code recommendations allow for a the critical state of local buckling of web supporting wall (more slender wall that is restrained at both edges by neighbouring wall segments) that reduces the ultimate section resistance to a lesser extent than the flange cantilever-like supporting wall in case of I-section plated column.

3. Summary and concluding remarks

In Fig. 5, results of statistical analysis of cross-section resistance partial factors calculated according to the National Annex in [3] and taking into consideration the authors' proposal. The proposed section resistance partial factors were developed in [1]. A slight correction of these values is made for sections with slender walls being supported and nonslender supporting walls.

In case of rolled beams (see Fig. 5a), the mean value of resistance partial factor is 1.08 and the coefficient of variation is 5.5%. When values of partial factors from Table 1 are used, an equalization of safety requirements according to PN-B and PN-EN standard packages is achieved. Mean value becomes then 1.03 with the coefficient of variation of 3.3%. Similar tendency is observed in case of welded plate girders. The mean value is lowered from 1.11 to 0.99 and the coefficient of variation is reduced from 7.4% to 5.9%. On average, the resistances calculated according to the Polish code [2] and according to [3] but with proposed values of partial factors are about 5% closer to each other, and there is about 2% reduction in the value of coefficient of variation.

Thanks to introduction of slenderness dependent stability resistance partial factor $\gamma_{M,ult}$, that plays the role of constant factor γ_{MI} in the code [3], there is a possibility to fulfil the boundary conditions for design value of member resistance, i.e. to obtain the following factors: γ_M for resistance of stocky elements (equal to the cross-section resistance) and asymptotic $\gamma_{M,cr}$ for resistance of slender elements. Taking into consideration the results presented in presented earlier figures, Figure 1 to Figure 4, as well as results of a wider analysis carried out for elements with different rolled and welded sections, the following formulas are proposed:

- buckling of compressed elements (reduction factor χ) and lateral-buckling of bending elements according to the alternative method from [3] (for rolled I-profiles and their welded counterparts, for which the reduction factor χ_{LT} replaces χ):

Table 1. Partial factors according to authors' proposal

Load parameter ψ	Partial factors γ_M for resistance of cross-section ^{a)}			Resistance partial factor $\gamma_{M,cr}$ for slender elements	
	γ_{MO} for 1 and 2 section class	γ_{M1} for sections of class 4			
		Sections with slender walls being supported and nonslender supporting walls	Sections with slender walls being supported and slender supporting walls		
$\psi \leq 0.6$	1.10	1.15	1.20	1.25	
$0.6 < \psi \leq 1.5$	1.05	1.10	1.15	1.20	
$\psi > 1.5$	1.00	1.05	1.10	1.15	

^{a)} For sections of class 3, resistance partial factors γ_M are interpolated between γ_{MO} listed for class 1 and 2, and γ_{M1} for class 4

$$\chi \geq 0,5 : \gamma_{M,ult} = \gamma_M$$

$$\chi < 0,5 : \gamma_{M,ult} = \gamma_{M,cr} + 2 \cdot \chi \cdot (\gamma_M - \gamma_{M,cr}) \geq 1 \quad (5)$$

- lateral buckling of bending elements of different sections made by rolling or welding, assessed by the general method from [3]:

$$\begin{aligned} \gamma_{M,ult} &= 2 \cdot (\gamma_M + \gamma_{M,cr} - 2) \chi_{LT}^2 + \\ &+ (4 - \gamma_M - 3\gamma_{M,cr}) \chi_{LT} + \gamma_{M,cr} \geq 1 \end{aligned} \quad (6)$$

where: γ_M – partial factors for resistance of cross-section according to Table 1,

$\gamma_{M,cr}$ – resistance partial factor for slender elements taken as the value being dependent upon a certain range of the load parameter ψ according to Table 1.

Similarly to Figure 5, the results of statistical analysis of resistance partial factors, but in relation to member resistance, are presented in Figure 6 and Figure 7. In case of bending and lateral-torsional buckling of rolled beams made of IPE profiles (Fig. 6a), the mean value of partial factor corresponding to RURs calculated according to PN-B and PN-EN codes is 1.05 with the coefficient of variation of 5.7%. Equalization of safety levels according to both above stated packages of codes, made with use of authors' proposal for partial factors according to Equation (5), leads to the decrease of mean value to 0.98 with the coefficient of variation of 4.0%. In case of lateral-torsional buckling of welded plate girders with compact supporting walls (see Fig. 6b), Eurocodes approach ensures a greater safety than PN-B codes being replaced by PN-EN ones, giving the mean value of 0.93 with the coefficient of variation of 5.8%. When partial factor according to authors' proposal is applied, see Equation (6), the mean value is only slightly affected (decreased to the level of 0.88) while a substantial reduction of the coefficient of variation is observed (of about 2.5%).

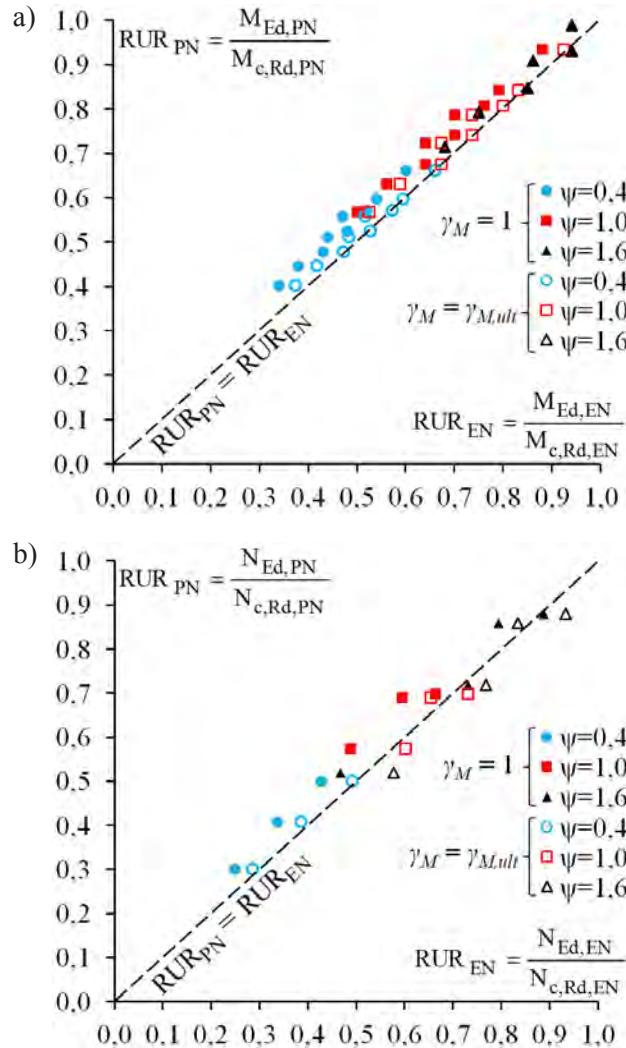


Fig. 5. Comparison of cross section resistance utilization ratios: a) rolled beams of I-profile, b) welded plate girders under axial compression made of slender walls being supported and compact supporting walls

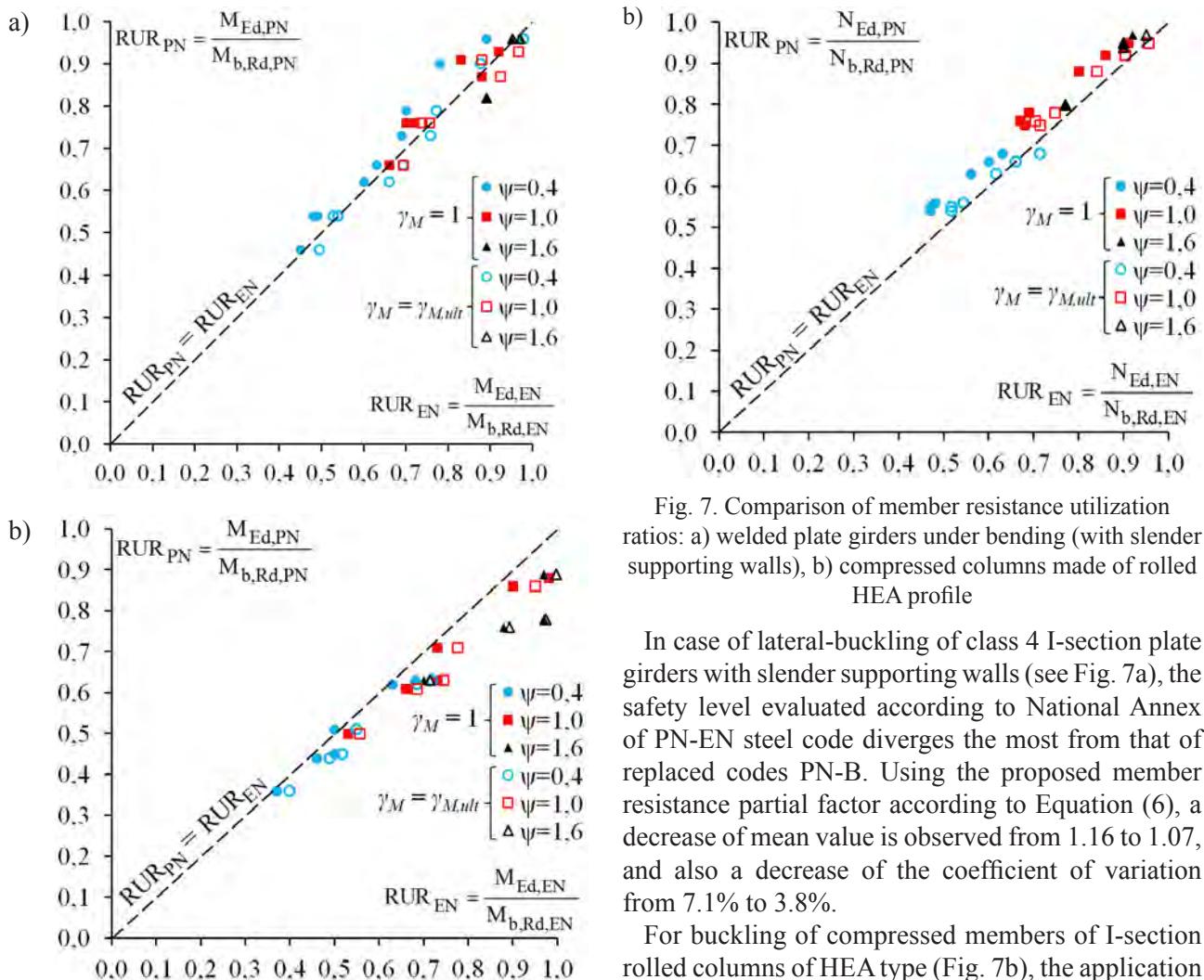


Fig. 6. Comparison of member resistance utilization ratios: a) rolled beams of I-profile under bending, b) welded plate girders under bending made of slender walls being supported and compact supporting walls

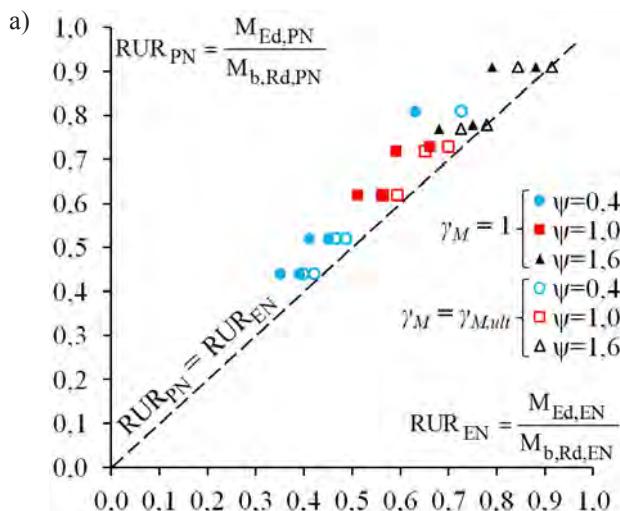


Fig. 7. Comparison of member resistance utilization ratios: a) welded plate girders under bending (with slender supporting walls), b) compressed columns made of rolled HEA profile

In case of lateral-buckling of class 4 I-section plate girders with slender supporting walls (see Fig. 7a), the safety level evaluated according to National Annex of PN-EN steel code diverges the most from that of replaced codes PN-B. Using the proposed member resistance partial factor according to Equation (6), a decrease of mean value is observed from 1.16 to 1.07, and also a decrease of the coefficient of variation from 7.1% to 3.8%.

For buckling of compressed members of I-section rolled columns of HEA type (Fig. 7b), the application of partial factor according to Equation (5) leads also to better adjustment of safety levels according to Eurocodes implemented in Poland and PN-B codes being substituted by Eurocodes. Analysis shows the decrease of mean value from 1.10 to 1.03 and also the reduction of the coefficient of variation from 4.1% to 3.0%.

References

- [1] Giżejowski M., Stachura Z.: *Współczynniki częściowe w ocenie nośności przekroju konstrukcji stalowych*. „Budownictwo i Architektura”, 12(2), Politechnika Lubelska 2013, 213-220.
- [2] PN-90/B-03200. Konstrukcje stalowe. Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [3] PN-EN 1993-1-1. Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.

Marian Giżejowski
Zbigniew Stachura

Współczynniki częściowe w ocenie stateczności elementów konstrukcji stalowych

1. Wprowadzenie

Niniejsze opracowanie stanowi kontynuację pracy Giżejowskiego i Stachury [1] dotyczącej dyskusji sposobu przyjęcia wartości współczynników częściowych do nośności przekroju statycznie wyznaczalnych elementów konstrukcji stropów stalowych. Niniejsza praca obejmuje zagadnienia stateczności ogólnej tych elementów.

Analiż bezpieczeństwa elementów stropów stalowych przeprowadzono z uwzględnieniem warunku równości wskaźników wykorzystania nośności (WWN) otrzymanych dla tego samego obliczeniowego modelu konstrukcji, ale po przyjęciu dwóch różnych pakietów norm. Uwzględniono wskaźniki otrzymane z projektowania na podstawie normy PN-90/B-03200 [2] i związanych z nią norm PN-B oraz odpowiadające im wskaźniki wykorzystania nośności otrzymane z obliczeń przeprowadzonych na podstawie normy PN-EN 1993-1-1 [3] i związanych z nią norm PN-EN.

2. Metodologia i rezultaty

Współczynniki częściowe γ_M do nośności elementów ulegających niestateczności ogólnej, wynikające z analizy bezpieczeństwa na podstawie wyżej wymienionego podejścia mają postać:

- w przypadku elementów zginanych w płaszczyźnie większej bezwładności przekroju i ulegających zwichrzeniu jak przedstawia wzór (1),
- w przypadku elementów ściskanych osiowo i ulegających różnym formom wyboczenia jak przedstawia wzór (2).

Wyniki analizy współczynnika częściowego do nośności elementu można wyrazić, jako funkcję dwóch argumentów: smukłości względnej określonej wg normy [3] oraz parametru ψ . Przykładowe wyniki analizy w postaci warstwicowej przedstawiono graficznie na Rysunku 1. Rysunku 1a przedstawia wyniki dotyczące zwichrzenia zginanych belek walcowanych typu IPE, ocenianego wg normy [3] metodą

ogólną. Wyróżniono cztery poziomy parametru ψ do zilustrowania przebiegu współczynnika częściowego do nośności elementu: $\psi = 0,4; \psi = 1,0; \psi = 1,6$ i $\psi = 2,0$; odpowiadające w przybliżeniu wartościom obciążenia użytkowego: 1,7; 4,2; 6,8 oraz 8,5 kN/m². Wartości te odpowiadają zmianom wartości współczynnika do kombinacji obciążen zmiennych, analogicznie jak w pracy [1] dotyczącej współczynników częściowych do nośności przekroju. Na rysunku 1b przedstawiono krzywe ilustrujące przebieg współczynnika częściowego γ_{M1} dla wybranych czterech wartości parametru ψ jako wynik przecięcia pionową płaszczyzną powierzchni, której warstwice przedstawiono na rysunku 1a. Można zaobserwować bardzo szybki spadek wartości współczynnika częściowego poniżej 1,0 wraz ze wzrostem smukłości, a następnie od smukłości względnej ok. 1,0 wzrost wartości współczynnika γ_{M1} do odpowiednich wartości asymptotycznych.

Wykresy z analizy zwichrzenia dwuteowych blachownic spawanych klasy 4 pokazano na rysunku 2. W przypadku blachownicy z krępymi ściankami podpierającymi (rys. 2a) w zakresie praktycznych smukłości, Eurokod zapewnia większy poziom bezpieczeństwa od zastępowanych norm krajowych PN-B. W przypadku blachownic ze smukłymi ściankami podpierającymi (rys. 2b) duże wartości współczynnika γ_{M1} związane z nośnością przekroju maleją wraz ze wzrostem smukłości, a następnie rosną asymptotycznie do tych samych wartości, jak dla przekrojów z krępymi pasami.

W przypadku ściskania słupów o przekroju typu HEA, przy wyboczeniu względem osi y-y (rys. 3a) obserwuje się również obniżenie wartości współczynnika częściowego wraz ze wzrostem smukłości, ale w mniejszym stopniu niż przy zwichrzeniu. Przy wyboczeniu względem osi z-z (rys. 3b) w zakresie smukłości względnej do ok. 3,0 wartości współczynnika ulegają niewielkim wahaniom, a następnie rosną asymptotycznie do wartości jak przy wyboczeniu względem osi y-y.

Podobne wyniki do otrzymanych przy wyboczeniu elementów o przekroju typu HEA względem osi y-y, uzyskuje się dla słupów z kształtowników IPE przy wyboczeniu względem obu osi oraz w przypadku dwuteowych słupów spawanych klasy 4 z krępymi ściankami podpierającymi przy wyboczeniu względem osi y-y oraz skrzynkowym przy wyboczeniu względem obu osi. Wyniki dla spawanych dwuteowników klasy 4 z krępymi ściankami podpierającymi przy wyboczeniu względem osi mniejszej bezwładności są zbliżone do uzyskanych przy wyboczeniu kształtowników HEA względem osi z-z.

Przy wyboczeniu słupów blachownicowych o przekroju klasy 4 ze smukłymi ściankami podpierającymi, dla których wyniki analizy przedstawiono na rysunku 4, Eurokod wykazuje mniejszy poziom bezpieczeństwa niż zastępowane normy krajowe PN-B praktycznie w całym zakresie smukłości względnej.

3. Podsumowanie i uwagi końcowe

Na rysunku 5 przedstawiono wyniki analizy statycznej współczynników częściowych do nośności przekroju, na podstawie Załącznika krajowego w [3] oraz propozycji autorów podanej w tabeli 1.

W przypadku belek walcowanych, wartość średnia współczynnika częściowego do nośności przekroju wynosi 1,08, zaś współczynnik zmienności 5,5%. Po uwzględnieniu wartości współczynników częściowych ujętych w tabeli 1, następuje zbliżenie poziomu bezpieczeństwa ocenianego wg pakietów norm PN-B i PN-EN. Wartość średnia wynosi wówczas 1,03, współczynnik zmienności zaś 3,3%. Podobna tendencja jest widoczna w przypadku blachownic spawanych. Uzyskuje się zmniejszenie wartości średniej z 1,11 do 0,99, oraz redukcję współczynnika zmienności z 7,4% do 5,9%. Można zauważyć średnio ok. 5% zbliżenie nośności oraz ok. 2% zmniejszenie rozrzutu wyników nośności ocenianych wg obu pakietów norm.

Analizując wyniki przedstawione na rysunkach 1 do 4, a także wyniki szerszych analiz dotyczących elementów o innych przekrojach walcowanych i spawanych, zaproponowano zależne od smukłości zależności (5) i (6) na współczynnik częściowy do nośności elementu $\gamma_{M,ult}$ narażonego na niestateczność ogólną.

Podobnie jak na rysunku 5, na rysunkach 6 i 7 przedstawiono wyniki analizy wskaźników wykorzystania nośności, ale w odniesieniu do nośności elementu. W przypadku zwierzenia belek o przekrojach walcowanych typu IPE (rys. 6a), po zastosowaniu

współczynnika częściowego ze wzoru (5), uzyskuje się zmniejszenie wartości średniej z 1,05 do 0,98 oraz współczynnika zmienności z 5,7% do 4,0%. Przy zwierzeniu przekrojów klasy 4 z krępymi ściankami podpierającymi (rys. 6b), Eurokod zapewnia większy poziom bezpieczeństwa w porównaniu do zastępowanych norm krajowych PN-B, przy czym wartość średnia wynosi 0,93; współczynnik zmienności zaś 5,8%. Po zastosowaniu współczynnika częściowego wg wzoru (6) uzyskuje się znaczne zmniejszenie rozrzutu wyników o ok. 2,5% i tylko nieznaczne zmniejszenie wartości średniej z 0,93 do 0,88.

W przypadku zwierzenia blachownic o przekrojach klasy 4 ze smukłymi ściankami podpierającymi (rys. 7a), gdzie poziom bezpieczeństwa Eurokodu najbardziej odbiega od poziomu zastępowanych norm krajowych PN-B, po zastosowaniu współczynnika częściowego wg (6) obserwuje się największe zmniejszenie wartości średniej z 1,16 do 1,07 i redukcję współczynnika zmienności z 7,1% do 3,8%. Przy wyboczeniu słupów o przekrojach typu HEA (rys. 7b), po zastosowaniu współczynnika częściowego wg wzoru (5) uzyskuje się również zmniejszenie wartości średniej z 1,10 do 1,03 oraz redukcję współczynnika zmienności z 4,1% do 3,0%.

ZDZISŁAWA OWSIAK¹

AGNIESZKA WÓJCIK²

Kielce University of Technology

¹e-mail: owsiaak@tu.kielce.pl

²e-mail: agnieszka.wojcik@onet.com.pl

THE INFLUENCE OF CO-COMBUSTED BIOMASS-COAL FLY ASH ON LIMITING ALKALI-SILICA REACTION

Abstract

The increasing application of the fossil fuels-biomass co-combustion causes the increased interest in fly ashes produced in this process. The literature data indicate that the fly ash recovered from the co-combustion of coal and biomass and conforming to the requirements defined in the standards may also influence the extent of the ASR expansion. Fly ashes contribute to better durability of concrete in terms of alkali-silica reaction effects. Biomass fly ash chemical composition is different from that of the fly ash recovered from the combustion of coal. The ashes are more finely divided and contain less unbound CaO as compared to calcareous ashes.

Keywords: Alkali-silica reaction, fly ash, co-combusted biomass-coal

1. Introduction

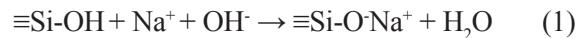
Concrete is one of the most commonly used building materials nowadays. Its properties are directly dependent on the parameters of hardened cement paste and aggregate as well as on the interaction between these two constituents. Products of this interaction affect the durability of concrete and may result in it being severely damaged, for example, due to the alkali-silica reaction (ASR). Sodium potassium silicate gel or sodium potassium calcium silicate gel produced as a result of the ASR form along cleavage planes of aggregate, in its pores and on the surface of the grains. They tend to absorb water and expand in concrete, leading to damage. Detrimental processes are very slow and appear years after the concrete was placed [9, 11].

One of the methods employed to mitigate the effects of ASR is adding mineral material to concrete in the form of an admixture or as a component of blended cement. Data from the literature indicate an advantageous role of fly ash in preventing excessive expansion [10]. As a result of a pozzolanic reaction more C-S-H phase fills the pores and decreases permeability in concrete by limiting ion mobility.

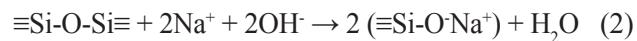
2. Mechanism of alkali-silica reaction

The alkali-silica reaction is the process that progresses very slowly and its deleterious effects

may appear more than ten years after the concrete was placed. The reaction mechanism is quite complex and numerous studies have shown that many issues associated with it still need to be understood. Dent Glasser and Kataoka have described the mechanism of ASR. Their model is based on the properties of colloidal silica and the hypothesis that the water-silica particle interfacial reactive zone is covered with a layer of silanol groups [9]. Silica from aggregate reacts with sodium hydroxide and potassium hydroxide solutions. Cement paste pores contain large numbers of sodium and potassium ions. The reaction starts with a specific acid-base reaction, where the acidic silanol groups react with alkali hydroxides. The action of Na^+ and OH^- ions on the aggregate particles results in neutralization of the silanol groups.



The next stage of the reaction develops in the high pH environment and ends with the disruption of oxygen bonds. Sodium and potassium ions balance the negative charges present on the terminal oxygen ions.



Some silanol groups remain on the silica surface. The three-dimensional structure of quartz is destroyed and the polymineral, well soluble in water sodium

potassium silicate gel is formed as a result [9]. The extent of the reaction depends on the content of sodium and potassium ions in the liquid phase, their action on the reactive silica surfaces, and on the level to which the quartz structure has been disordered [8, 11]. Expansion from ASR is dependent mostly on humidity and temperature, the levels of which determine the properties of the sodium potassium silicate gel. It has been reported that the most pronounced expansion occurs at room temperature and relative humidity of 80% [8].

Fly ash is a widely recognized mineral admixture used to produce cement, concrete and multi-component binders. Its role in the alkali reaction control is significant. Fly ash added to cement helps prevent detrimental expansion in concrete or reduces the expansion to the allowable level. The requirements relating to the use of fly ash as a concrete admixture are defined in PN-EN 450-1+A1 (2012).

The literature reports three hypotheses to explain the reaction mechanism of pozzolanic admixtures: decreased permeability (reducing effective ion diffusion coefficients), bonded alkalis and consumed calcium hydroxide in the pozzolanic reaction and uniform distribution of calcium hydroxide in the mortar [6]. Despite the fact that fly ash contains more alkalis than Portland cement does, its small amount is soluble in water (approx. 0.1% Na₂O) [4]. To conclude, fly ash as a pozzolanic admixture contributes to the reduction of Na₂O/SiO₂ ratio in the silica gel. A sodium and potassium oxide content in concrete pore solutions is dependent on the percentage amount of ash to cement (Na₂O and K₂O contents decrease with an increase in ash content in cement). It is assumed that the replacement of 30% cement high in sodium and potassium by fly ash in the paste and concrete may reduce the expansion [9].

3. Characteristics of coal-biomass co-combusted fly ash

Fly ashes recovered from the combustion of coal (siliceous) or lignite (calcareous) and from the co-combustion of biomass and coal are used as a mineral additive to cement. Beneficial effect of the siliceous and calcareous fly ashes on the alkali-silica reaction has been widely addressed in the literature [5, 14]. The effects of an addition of coal-biomass co-combusted fly ash have not been studied in Poland in terms of its influence on the ASR.

Biomass fly ash chemical composition is different from that of the fly ash recovered from the combustion of coal. The biomass fly ash is richer in CaO, MgO,

Na₂O, K₂O and P₂O₅ while containing less SiO₂ and Al₂O₃, as compared to coal-derived fly ash [3, 7]. The number of glassy components responsible for the pozzolanic reaction increases with an increasing amount of co-combusted biomass, which is the effect of the higher content of CaO and P₂O₅ [4]. Biomass contains approximately four times more oxygen, two times less carbon and less sulphur and nitrogen. Consequently, it has a high content of volatile matter, i.e., components emitted when the fuel is heated to over 100°C. Effective combustion of such fuels calls for special design of the combustion chamber as the air for the combustion enters the chamber above the fuel deposit, where the volatile matter occurs. Other technical challenges associated with biomass combustion include the potential for slagging and fouling in the combustor and corrosion accelerated by KCl that accumulates on the pipes. Biomass is less calorific and higher in moisture than coal. The combustion temperature decreases during biomass-coal co-combustion with a consequential decrease in the glassy phase content and increase in unburnt coal amount. The typically increased moisture content in the biomass makes the supply and storage of the biomass ash difficult.

The main advantage of the biomass, i.e., wood chips, straw, plant fibres, dried fruit, etc., as compared to fossil fuels is its availability. The EN 450-1 [4, 14] defines the physical and chemical properties of the fly ash derived from the co-combustion. Many different types and proportions of biomass for co-combustion have been studied to find that co-combustion ashes have lower bulk density, lower concentrations of naturally occurring radioactive constituents and finer size as compared to the products of coal combustion [5].

4. Application of biomass ash to limiting alkali-silica reaction

Biomass co-combustion-derived fly ashes are used less widely as mineral additives to cement or concrete than calcareous or siliceous ashes which are assumed to be able to prevent expansion in concrete caused by the alkali-silica reaction. The literature data indicate that the fly ash recovered from the co-combustion of coal and biomass and conforming to the requirements defined in the standards may also influence the extent of the ASR expansion. The quality and amount of the ash produced for the coal and biomass co-combustion is dependent on the type of the biomass used. Information about the chemical composition of the biomass helps

determine its suitability for use in technological processes. The properties, chemical composition of coal and biomass used, as well as a proper choice of the boiler allow obtaining desired properties of the co-combustion ashes [5, 13]. According to American standards fly ash derived from biomass co-combustion is not suitable for use in concrete. Alternatively, the latest European regulations allow for the use of co-combusted fly ash as a mineral additive, which, when its composition meets the standards, can have an advantageous influence on the ASR.

Research conducted by Shearer et al. [12], devoted to determining the effect of co-combusted biomass on the ASR, was based on the requirements laid down in ASTM C1260 [1] and ASTM C1567 [2]. They found that unlike the controls without the additive, all the samples containing fly ash contributed to suppressing expansion due to ASR.

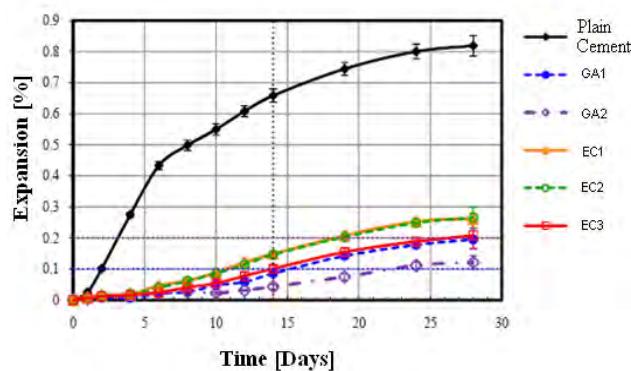


Fig. 1. Expansion of samples from coal combustion (GA1 and EC1) and coal-biomass co-combustion (GA2, EC2 and EC3) compared to the sample containing no fly ash (sample with plain cement) [11].

As the co-combustion affected the morphology, finer ash particles had a lower CaO content, thus exhibiting better pozzolanic properties. Fly ashes with high alkali or calcium contents are less effective in controlling ASR. The analysis of the results they obtained revealed that the ashes from biomass co-combustion might absorb alkalis from the pore solution, which may have an advantageous effect on mitigating the alkali-silica reaction. Coal-biomass (deciduous wood waste) yielded the best results. Expansion due to the alkali-silica reaction was 0.043% and 0.121% after 14 and 28 days, respectively. In the samples that did not contain mineral additives in the form of fly ash, the expansion reached 0.0658% at 14 days and 0.819% at 28 days [12].

5. Summary

The use of fly ash in cement or concrete improves the properties of fresh or hardened concrete. This characteristic helps reduce the amount of cement clinker in binders. Fly ashes contribute to better durability of concrete in terms of alkali-silica reaction effects. Little is known about the role of biomass co-combustion fly ash. The data available indicate that these ashes are more finely divided and contain less unbound CaO as compared to calcareous ashes. All these properties may have a beneficial effect on the expansion from the alkali-silica reaction.

References

- [1] ASTM C 1260-94 Standard Test Method for Potential Alkali Reactivity of Aggregates (Mortar-Bar-Test).
- [2] ASTM C 1567-13 Standard Test Method for Determining Potential Alkali-Silica Reactivity of Combinations of Cementitious Materials and Aggregate (Accelerated Mortar- Bar Method).
- [3] Czech.T., Sobczyk T., Jaworek A., Krupa A.: *Porównanie właściwości fizycznych popiołów lotnych ze spalania węgla kamiennego, brunatnego i biomasy*, Konferencja POL-EMIS, Sienna 2012, pp. 73-82.
- [4] Giergiczny Z.: *Rola popiołów lotnych wapniowych i krzemionkowych w kształtowaniu właściwości współczesnych spojów budowlanych i tworzyw cementowych*, Monografia, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2006.
- [5] Giergiczny Z.: *Popiół lotny w składzie cementu i betonu*, Monografia, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2013.
- [6] Konopska-Piechurska M., Jackiewicz-Rek W.: *Reaktywność alkaliczna kruszyw jako czynnik zagrażający trwałości konstrukcji betonowych w Polsce*, Proc. of XXVI Conf. Awarie Budowlane, Szczecin 2013, pp. 833-842
- [7] Kosior-Kazberuk M.: *Nowe dodatki mineralne do betonu*, Budownictwo i Inżynieria Środowiska, 2, Oficyna Wydawnicza Politechniki Białostockiej, 2011, pp. 47-55
- [8] Kurdowski W.: *Chemia cementu i betonu*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2010.
- [9] Owsiak Z.: *Reakcje kruszyw krzemionkowych z alkaliami w betonie*, Polski Biuletyn Ceramiczny, 72, Wydawnictwo Naukowe Akapit, Kraków 2002.
- [10] Owsiak Z.: *Wpływ dodatków mineralnych na ekspansję zapraw cementowych dojrzewających w podwyższonej temperaturze*, Cement Wapno Beton, 1 (2008), pp. 33-39.
- [11] Owsiak Z., Zapala J.: *Review of the Laboratory Methods Applied to Assess the Reactivity of Alkaline Siliceous Aggregate in Concrete*, Structure and Environment, 2 (2011), pp. 21-26.

- [12] Shearer C.R., Yeboah N., Kurtis E.K., Burns S.E.: *Evaluation of biomass fired and co-fired fly ash for alkali-silica reaction mitigation in concrete*, 14th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction, May 20-25, 2012.
- [13] Ściążko M., Zuwała J., Pronobis M.: *Zalety i wady współpalania biomasy w kotłach energetycznych na tle doświadczeń eksploracyjnych pierwszego roku współpalania biomasy na skalę przemysłową*, Energetyka i Ekologia, 3 (2006), pp. 207-220.
- [14] Wolska-Kotańska Cz.: *Rola wybranych dodatków mineralnych i domieszek chemicznych w reakcjach alkalia-kruszywo w betonie*, Prace ITB, 1 (1996).

Zdzisława Owsiaik
Agnieszka Wójcik

Wpływ popiołu lotnego pochodzącego ze współpalania węgla kamiennego i biomasy na ograniczenie reakcji alkalia-krzemionka

1. Wstęp

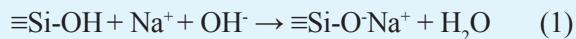
Beton jest jednym z powszechnie stosowanych materiałów budowlanych we współczesnym budownictwie. Właściwości betonu zależą od parametrów stwardniającego zaczynu, kruszywa oraz oddziaływanego kruszywa z zaczynem cementowym. Produkty tych reakcji wpływają nie tylko na trwałość, ale mogą również prowadzić do destrukcji betonu, przykładem są reakcje kruszywo-alkalia. Żel krzemianu sodowo-potasowego lub żel krzemianu sodowo-potasowo-wapniowego jako produkty tej reakcji, pojawiają się w płaszczyznach ląpliwości kruszywa, w jego porach, a także na powierzchni ziaren. Mają one tendencję do wchłaniania wody i tym samym powiększenia objętości, w wyniku czego następuje destrukcja betonu. Procesy destrukcji konstrukcji betonowej w wyniku reakcji alkalia-krzemionka są bardzo powolne i zwykle pojawiają się po kilku bądź kilkunastu latach [9, 11].

Jednym ze sposobów ograniczenia skutków reakcji alkalia-krzemionka jest zastosowanie dodatków mineralnych do betonu lub zastosowanie cementu z dodatkami. Dane literaturowe wskazują na korzystną rolę popiołów lotnych w wyeliminowaniu nadmiernej ekspansji [10]. W wyniku reakcji pucolanowej powstająca większa ilość fazy C-S-H wypełnia pory i tym samym zwiększa szczelność betonu ograniczając ruchliwość jonów.

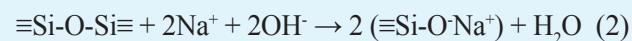
2. Mechanizm reakcji alkalia-krzemionka

Reakcja alkalia-krzemionka jest procesem zachodzącym bardzo powoli, a jej negatywne skutki mogą

ujawnić się dopiero po kilkunastu, bądź kilkudziesięciu latach. Przebieg tej reakcji jest bardzo złożony, a liczne badania wciąż pokazują, jak wiele zagadnień wymaga wyjaśnienia. Mechanizmy reakcji alkalia-krzemionka opisują Dent Gessler oraz Kataoka. Model ten oparty jest na właściwościach krzemionki kolloidalnej oraz hipotezie, że reaktywna powierzchnia międzyfazowa woda-ziarno krzemionki pokryta jest warstwą grup silanolowych [9]. Krzemionka, która zawarta jest w kruszywie wchodzi w reakcję w roztworze wodnym z wodorotlenkami sodu lub potasu. Natomiast pory zaczynu zawierają duże ilości jonów sodu oraz potasu. Pierwszy etap reakcji alkalicznej to reakcja charakterystyczna kwasów z zasadami. Grupy silanolowe reagują z wodorotlenkiem sodu i potasu. Wynikiem oddziaływania jonów Na^+ i OH^- na ziarno krzemionki jest zubożycenie grup silanolowych.



Kolejnym etapem jest reakcja zachodząca w środowisku wysokiego pH. Rezultatem tej reakcji jest zerwanie mostków tlenowych. Oddziaływanie jonów sodu lub potasu powoduje zrównoważenie ujemnych ładunków niemostkowych jonów tlenu.



Część grup silanolowych nadal pozostaje na powierzchni krzemionki. Ważnym etapem przebiegu tej reakcji jest zniszczenie trójwymiarowej struktury kwarcu. Wynikiem tego procesu jest powstanie po-

limineralnego żelu krzemianu sodowo-potasowego, który jest dobrze rozpuszczalny w wodzie [9]. Zakres reakcji uzależniony jest od ilości jonów sodu i potasu w fazie ciekłej, oddziaływanie jonów sodu i potasu na powierzchnię reaktywnej krzemionki, oraz poziomu zdefektowania struktury kwarcu [8, 11]. Natomiast ekspansja spowodowana reakcją alkalia-krzemionka jest w dużej mierze zależna od wilgotności i temperatury. Od parametrów tych czynników zależą właściwości powstałego żelu krzemianu sodowo-potasowego. Dane literaturowe przedstawiają, że najsilniejsza ekspansja występuje w temperaturze pokojowej, przy wilgotności względnej 80% [8].

Popioły lotne są od wielu lat cennym dodatkiem mineralnym stosowanym do produkcji cementu, betonu oraz spoiw wieloskładnikowych. Pełnią one bardzo ważną rolę w ograniczeniu reakcji alkalicznej. Dodatek do cementu popiołu lotnego pozwala zapobiec pojawiению się ekspansji niszczącej beton lub powoduje jej obniżenie do dopuszczalnego poziomu. Wymagania dotyczące popiołów lotnych stosowanych jako dodatek do betonu określone są w normie [PN-EN 450-1+A1 2012].

Na podstawie danych literaturowych przedstawia się trzy hipotezy tłumaczące mechanizm działania dodatków pucolanowych: zmniejszenie przepuszczalności (powoduje to zmniejszenie efektywnych współczynników dyfuzji jonów), wiązanie alkaliów oraz wodorotlenku wapnia w reakcji pucolanowej i równomierne rozmieszczenie wodorotlenku wapnia w zaczynie [6]. Pomimo iż popioły lotne w swoim składzie zawierają więcej alkaliów niż cement portlandzki, z tego względu, że występują w szkle, to niewielka ich ilość jest rozpuszczalna w wodzie (ok. 0,1% Na₂O_e) [4]. Reasumując można stwierdzić, że popiół lotny jako dodatek pucolanowy wpływa na zmniejszenie stosunku Na₂O_e/SiO₂ w żelu krzemionkowym. Ilość tlenków sodu i potasu znajdująca się w porach betonu zależy od procentowej zawartości popiołu w stosunku do cementu (zawartość Na₂O i K₂O maleje wraz ze wzrostem zawartości popiołu w cementie). Przyjmuje się, że zastąpienie 30% cementu o dużej zawartości sodu i potasu przez popiół lotny w zaprawie i betonie może powodować redukcję ekspansji [9].

3. Charakterystyka popiołu lotnego pochodzącego ze współpalania biomasy i węgla kamiennego

Popioły lotne pochodzące ze spalania węgla kamiennego (krzemionkowe), węgla brunatnego (wapienne) oraz współpalania biomasy z węglem ka-

miennym, są stosowane jako dodatek mineralny do cementu. Pozytywny wpływ dodatku popiołu lotnego krzemionkowego i wapiennego na reakcję alkalia-krzemionka jest szeroko opisywany w literaturze [5, 14]. Natomiast dodatek popiołu lotnego pochodzącego ze współpalania węgla kamiennego z biomasa nie był w Polsce badany pod kątem reakcji alkalicznej.

Popioły ze współpalania biomasy mają bardziej zróżnicowany skład chemiczny niż popioły ze spalania węgla. Charakteryzują się większą zawartością CaO, MgO, Na₂O, K₂O oraz P₂O₅, i mniejszą ilością SiO₂ i Al₂O₃, w porównaniu z popiołami ze spalania węgla [3, 7]. Ilość składników szklistych, które odpowiadają za reakcję pucolanową, wzrasta wraz ze zwiększającą się ilością współpalanej biomasy, jest to efekt wyższej zawartości CaO i P₂O₅ [4]. Biomasa zawiera średnio około czterokrotnie więcej tlenu, dwukrotnie mniej węgla, oraz mniej siarki i azotu. Konsekwencją tego składu jest wysoka zawartość części lotnych, czyli składników wydzielających się przy podgrzewaniu paliwa powyżej 100°C. Efektywne spalanie tego typu paliw wymaga specjalnych rozwiązań konstrukcyjnych m.in. komór spalania, powietrze do spalania wprowadzane jest powyżej złożą paliwa, tam gdzie pojawiają się części lotne. Podczas spalania biomasy pojawiają się również zagrożenia związane z zanieczyszczeniem się powierzchni komór spalania oraz korozją. W przypadku spalania samej biomasy wydziela się KCl, który kumuluje się na rurach przyspieszając proces korozji. Biomasa ma niższą niż węgiel kaloryczność oraz wyższą wilgotność. Podczas jej współpalania z węglem obniża się temperatura spalania, a co za tym idzie, zmniejsza się zawartość fazy szklistej, natomiast zwiększa ilość nie spalonego węgla. Duża wilgotność biomasy jest również problemem przy transportowaniu i magazynowaniu tego typu popiołów.

Główna zaletą zastosowania biomasy jest jej dostępność w porównaniu z paliwami kopальnymi. Materiałami roślinnymi współpalanymi z węglem mogą być: wióry drzewne, słoma, włókna roślinne, susz owocowy i itp. Właściwości fizyczne i chemiczne popiołów lotnych pochodzących ze współpalania muszą spełniać wymagania określone w normie EN 450-1 [4, 14]. Badania jakie zostały przeprowadzone przy użyciu wielu rodzajów biomasy, spalanych w różnych proporcjach z węglem ukazują, że popioły ze współpalania charakteryzują się mniejszą gęstością objętościową i mniejszym stężeniem naturalnych pierwiastków promieniotwórczych oraz drobnymi, a-

niejszym uziarnieniem w porównaniu do produktów pochodzących ze spalania samego węgla [5].

4. Zastosowanie popiołu z biomasy w ograniczeniu reakcji alkalia-krzemionka

Zastosowanie popiołów lotnych pochodzących ze współspalania biomasy jako dodatków mineralnych do cementu czy betonu nie jest tak rozpowszechnione jak użycie popiołów wapiennych i krzemionkowych. Obecnie przyjmuje się, że właściwe wykorzystanie popiołów lotnych krzemionkowych oraz wapiennych może zapobiec ekspansji wywołanej reakcją alkalia-krzemionka w betonie. Dane literaturowe wskazują, że także popioły pochodzące ze współspalania biomasy spełniające wymagania zawarte w normach mogą korzystnie oddziaływać na ograniczenie wielkości ekspansji alkalicznej. Jakość oraz ilość popiołu jaki powstaje ze spalania mieszaniny węgla i biomasy jest uwarunkowana rodzajem używanej biomasy. Informacja o składzie chemicznym biomasy pozwala na określenie możliwości jej zastosowania w procesach technologicznych. Biorąc pod uwagę właściwości, skład chemiczny surowca węglowego i biomasy oraz dobierając odpowiedni typ kotła, można wpływać na właściwości popiołów wytwarzanych podczas spalania [5, 13]. Według amerykańskich standardów popioły pochodzące ze współspalania biomasy nie nadają się do stosowania jako dodatek mineralny do betonu, jednak według najnowszych standardów europejskich istnieje możliwość stosowania takiego popiołu, a co więcej przy odpowiednim składzie chemicznym może mieć pozytywny wpływ na reakcję alkalia-krzemionka.

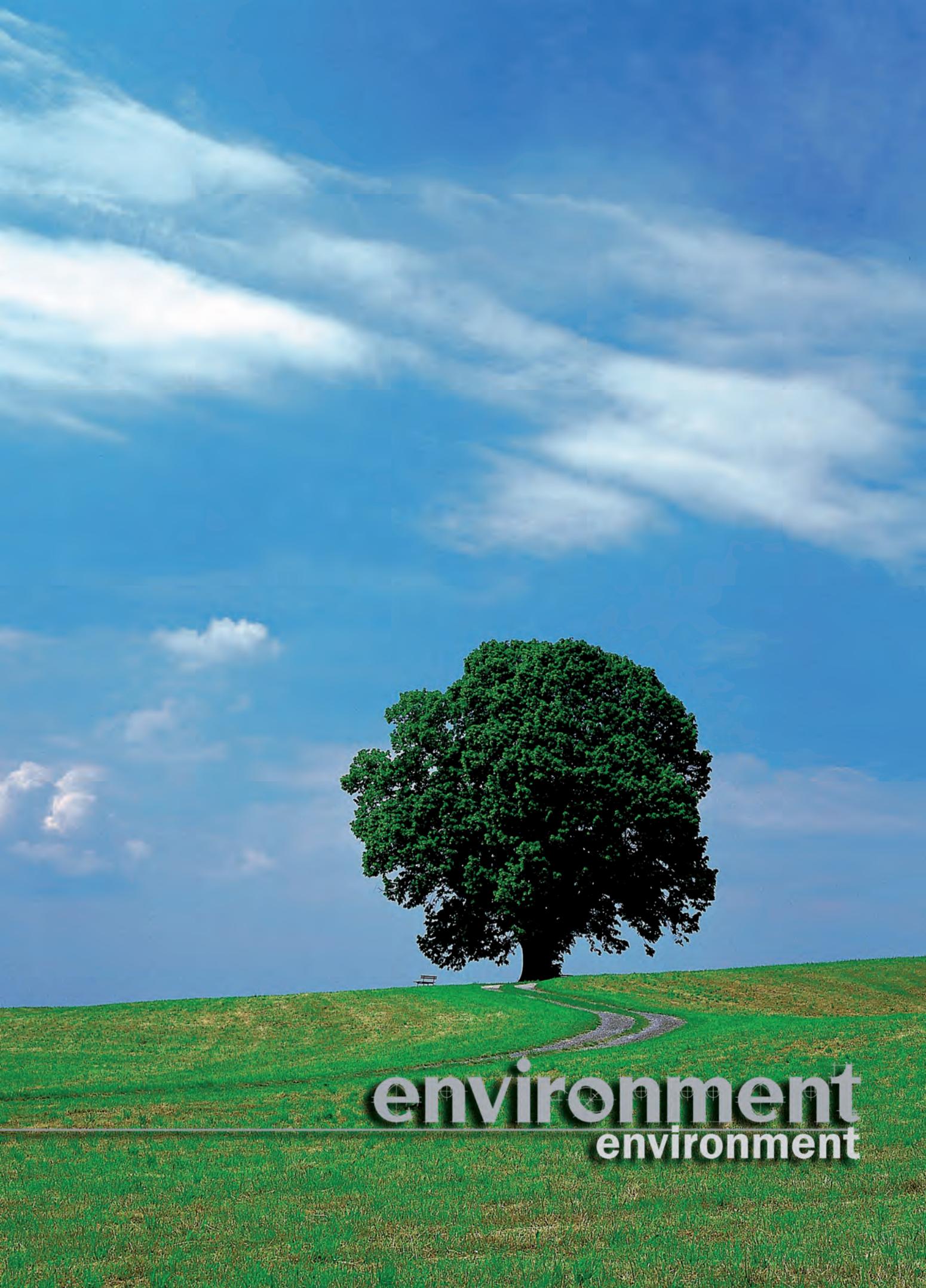
Badania wykonane przez Shearera i innych [12] mające na celu określenie wpływu popiołu ze współspalania biomasy na reakcję alkalia-krzemionka zostały przeprowadzone w oparciu o normy ASTM C1260 [1] oraz ASTM C1567 [2]. Badania wykazały, że wszystkie próbki zawierające popioły lotne przyczyniają się do zmniejszenia ekspansji w porównaniu do próbek kontrolnych nie zawierających popiołów. Wyniki przedstawiono na rysunku 1.

Współspalanie popiołów miało wpływ na morfologię, drobniejsze cząstki popiołu miały niższą zawartość CaO, a co za tym idzie, lepsze właściwości pucołanowe. Popioły lotne z dużą zawartością alkaliów lub wapnia są mniej skuteczne w kontrolowaniu reakcji alkalia-krzemionka. Analiza wyników badań wykazała również, że popioły pochodzące ze współspalania biomasy mogą adsorbować alkalia z roztworu porowego,

co może mieć korzystny wpływ na łagodzenie przebiegu reakcji alkalicznej. W przeprowadzonym badaniu najlepsze wyniki otrzymano w próbce zawierającej popioły pochodzące ze współspalania węgla z biomasa (odpady z drzew liściastych). Ekspansja w wyniku reakcji alkalicznej po 14 i 28 dniach w tej próbce wynosiła odpowiednio 0,043% i 0,121%. Natomiast w próbkach nie zawierających dodatków mineralnych w postaci popiołu lotnego ekspansja wynosiła 0,0658% po 14 dniach i 0,819% po 28 dniach [12].

5. Podsumowanie

Zastosowanie popiołu lotnego w składzie cementu lub betonu poprawia właściwości mieszanki betonowej czy stwardniałego betonu. Pozwala ograniczyć ilość klinkieru cementowego w spoiwie. Wykorzystanie popiołów poprawia trwałość betonu ze względu na reakcję alkalia-krzemionka. Niewiele jest wyników badań dotyczących roli popiołów lotnych pochodzących ze współspalania biomasy. Dostępne dane wskazują, że popioły te charakteryzują się lepszym rozdrobnieniem oraz mniejszą zawartością niewiązanego CaO w porównaniu do popiołów wapiennych. Takie właściwości popiołów pochodzących ze współspalania mogą wpływać na zmniejszenie ekspansji spowodowanej reakcją alkalia-krzemionka.



environment
environment

NATALIYA KULIKOVA¹

ANDREY REDKO²

Kharkiv National University of Civil Engineering
and Architecture, ul. Sumskaya, 40, Kharkiv, Ukraine

¹e-mail: natikkulikova@rambler.ru

²e-mail: andrey.ua-mail@rambler.ru

SIMULATING HEAT-TRANSFER PROCESSES IN TWO-PHASE HEAT-UTILIZER AT HEAT PIPES

Abstract

The choice of rational heat-utilizer heating scheme is a very current problem of energy saving when using boiler units. This article proposes the heat computation technique of heat exchanger at heat pipes with deep combustion - product cooling in boilers and water steam condensation. In addition, the construction scheme of heat exchanger made with two units in which the heat pipes are filled with different working medium is described. The numerical study results of heat carrier temperature and pressure distribution, namely: combustion products and water being heated according to counterflow - heat exchanger length are presented. The efficiency of two-phase heat-utilizer is determined.

Keywords: boiler unit, heat carrier, heat pipes, heat utilizer

1. Introduction

At present about 35–40% of fuel-power resources in Ukraine is used for heat supply of enterprises and inhabited localities, 70% of heat being generated at centralized and individual boiler-houses. Expenses on building heating are not less than 50% of the overall housing-municipal sector.

One of the perspective directions in energy saving is combustion-product heat utilization of boiler units at the expense of their cooling below the dew point (50÷55°C) and emitting heat of water-vapour condensation. At the same time condensate will include water-solute gases and weighted particles. That is why the deep combustion product cooling of boiler units in the condensation mode provides not only the increase of the fuel use ratio but also the increase of their ecological efficiency.

Heat losses with waste gases of boiler units reach 5÷6%. When the capacity of DE-type gas and fuel-oil boilers is nominal, the temperature of waste gases behind the economizer is 140÷160°C using gas and from 170 to 190°C using oil as fuel.

Different types of heat utilizers are used in the heat utilization systems. The choice of heat utilizer type

and capacity required is determined by the available users of the heat being utilized rather than the fixed boiler unit capacity: heating the chemically pure water, heating the blowing air, hot water supply system, heating the return delivery water, technological demands of an industrial enterprise, heating the water for heat supply systems of seed-bed and greenhouse economy and etc.

Contact heat-exchangers in which heat-exchange takes place between smoke gases and cooling water are widely used. Such heat exchangers with suitable sizes, moderate metal consumption for their fabrication and comparatively small power consumption while operating provide the deep cooling of smoke gases up to 40÷45°C and 60–90% water-vapour condensation contained in gases.

In contact heat-exchangers water heating is possible only up to the temperature of “wet thermometer” that is 50÷60°C and depends on moisture content of smoke gases and air excess coefficient. When the moisture content increases, the partial pressure of water vapour in smoke gases grows and the temperature of the “wet thermometer” increases as well. The efficiency of contact heat exchangers decreases with the increase

of water (air) temperature and their application is recommended when the water temperature at the outlet is not more than 35°C.

Water being heated contains carbon dioxide ranging from 0.008 to 0.1 g/m³ that increases its corrosion activity when pH = 2.8÷4.9.

The absorption of NO_x, O₂, CO₂ gives the condensate the properties of weak carbonic and nitric acids, having the increased corrosive qualities but at the same time nitric oxide content is decreased by 28–31% that improves ecological characteristics of the boiler unit.

Condensing surface heat utilizers-economizers are applied in The Netherlands, France, Germany, the USA, Canada, Italy and other countries.

Russia produces bimetallic (steel-aluminum) heat exchangers (calorifiers) – KC_k-4-11).

The comparative analysis concerning the characteristics of contact – and surface-type-condensing boilers is given in [14, 16].

The comparison of contact-and-surface-heat exchangers parameters shows that surface apparatuses are characterized by lower capital expenses, less power consumption. Their cost price and compensation period are considerably lower. Combined heat utilizers in which the first stage is the contact apparatus, the second stage is the surface one are being worked out [24].

The usage of condensation heat utilizers at the heating boiler houses allows to increase the efficiency by 6–8% and decrease the cost price of the heat energy being generated by 9–11%.

2. Analysis of publication, materials, methods

The heat of waste gases in heat power and technological units is the main kind of secondary power resources (SPK) in industry [11].

Significant reserves of secondary power resource saving consist not only of heat utilization of high temperature gases but also of low temperature ones (up to 300°C).

In Japan [14] an original design of the heat exchanger with 75 MW heat capacity for utilizing the heat of waste gases leaving the boiler was developed and used in industry. Air is allowed to be heated from 50°C up to 340°C at the initial gas temperature of 370°C; the temperature of waste gases decreases up to 130°C .

Russian industry manufactures ЭК-БМ1-1 and ЭК-БМ1-2 water economizers in series [12] which are characterized by the following parameters: heat

capacity from 0.87 to 1.22 MW, gas rate from 3600 to 14400 kg/h, water rate from 8 to 40 t/h being heated up to 42–55°C, waste gases enter at 140°C and cool up to 30–40°C.

Devices having intermediate liquid heat-carriers (KTAN – Contact Heat Exchanger with an active nozzle) are being designed [20] characteristics being presented in Table 1.

Table 1. KTANs characteristics

Characteristics of KTANs-utilizers	
KTAN – 1.5 YF	
Heat capacity, MW	1.5
Gas rate, nm ³ /s	4.5
Temperature of water being heated, °C	
at the inlet	5
at the outlet	50
Temperature of smoke gases, °C	
at the inlet	140
at the outlet	40
Heat exchange surface, m ²	52.4
dimensions, m	
length	2.66
width	1.75
altitude	4.16
Aerodynamic resistance, Pa	493

The usage of condensing heat exchangers is more effective for low-capacity boilers than for devices with KTANs [20].

BAXI, Viessmann, Ferroli, Beretta, BOSH, Buderus condensing boiler and others with the 200 kW capacity are equipped with a condensing surface heat exchanger in which the deep cooling of combustion products occurs while condensing water vapour.

Heat losses with waste gases are lowered up to 2%. Condensing utilizers of KCK- and TII-T1PK types were developed by the institutes (Gorky State Research Institute – Santechproject).

Table 2. The TP46-T1RK03 characteristics

TP46-T1RK03 Characteristics	
Air rate, thon, m ³ /h	16
Surface heat exchange area, m ²	68.0
Dimensions, mm	
length	1727
width	180
altitude	1075

Effective compact heat-exchangers-utilizer at the ribbed thermosyphons for low-capacity steam boilers (with steam capacity of 1 t/h) were developed in Kiev Polytechnic Institute (NTUU "KPI") [2].

The scheme of the simplest utilizer at the heat pipes is shown in Fig. 1

Heat-exchanger is made up of two gas passages 1 and 2, separated by gas-dense baffle 3. Closed heat-transferring elements in a kind of heat pipes 4 having free ends placed in gas passages with "hot" and "cold" heat-carriers are fixed in the baffle. The intermediate heat carrier by means of which the heat in vapourizing – condensating cycle transfers from "hot" to "cold" heat carrier is put inside the closed elements (thermosyphons).

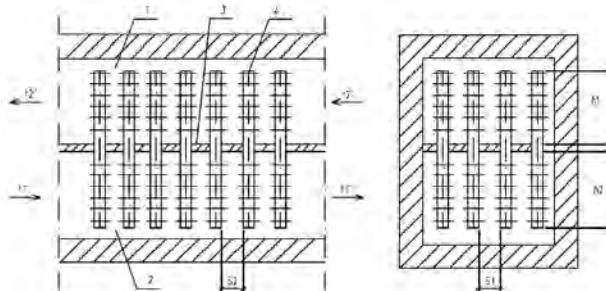


Fig. 1. The scheme of the simplest utilizer at the heat pipes (1, 2 – gas passages, 3 – gas-dense baffle, 4 – heat pipe)

Cooling the smoke gases in the condensing heat-exchanger lowers the moisture content by 70–80% that does not exclude the possibility of water vapour condensation in gas passages and smoke pipe. The absence of reliable dependencies determining the process of moisture content change does not permit (operational staff) to make correct decision concerning the possibility of increasing technical and economical parameters and plant reliability.

Setting the condensing heat utilizer into the gas passage causes the danger of breaking an expensive and crucial plant element – a smoke pipe by an aggressive condensate. That is why while operating the boiler unit one should define the part of smoke gases to be taken when there is maximum heat emission in the heat utilizer providing dew point occurs in the smoke pipe mouth.

Thermodynamical processes when cooling combustion products and condensing water vapour are shown in the i-d diagram [7] (Fig. 2).

While cooling relative air moisture will increase until it reaches 100% at the temperature called dew point in the i-d diagram – cross section $x = \text{const}$,

$\phi = 1$. Smoke gas cooling below dew point is accompanied by moisture condensation, i.e. gas drying (process 1, Fig. 2).

When installing surface heat utilizers behind the boilers waste gases are cooled and partly dried. Gas moisture content decreases up to 0.03÷0.06 kg/kg d.g., and dew point up to 30÷40°C, that is a positive factor because the condensate falling out is prevented in the smoke pipe.

In the contact heat utilizer one can observe adiabatic cooling (variant 3, Fig. 2). Fluid can be heated up to the temperature of wet thermometer.

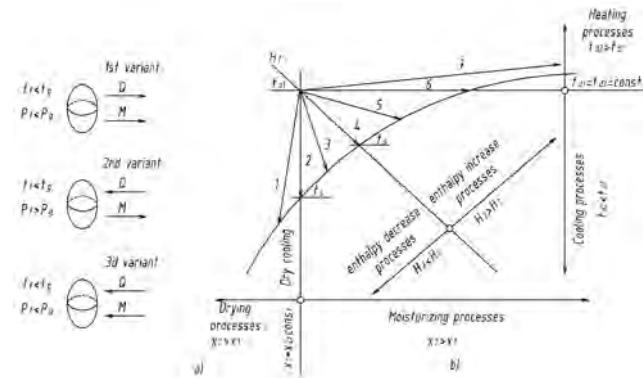


Fig. 2. Main processes occurring in the contact of drops and gas: a) direction variants of heat and moisture transfer; b) process presentation on H-x diagram: 1 – gas cooling and drying; 2 – dry gas cooling; 3 – cooling and moisturizing with the resulting gas temperature decrease; 4 – cooling with moisturizing without enthalpy change; 5 – cooling with enthalpy increase and change; 6 – isothermal moisturizing; 7 – gas heating with moisturizing

Variants 1 and 2 (Fig. 2) – vapourizing water cooling and drop heating with simultaneous vapourizing the moisture from their surface respectively – do not practically occur in contact heat utilizers.

Steam condensation from the smoke gas mixtures in the presence of noncondensing gases (CO_2 , NO_x and others) on the surface of a solid (or liquid) is less intensive compared to pure steam condensation. If steam is immobile, even negligible gas content in it results in the abrupt decrease of condensation intensity. With the increase of velocity gas effect upon process intensity decreases. The dependence of dew point on the value of air excess ratio and CO_2 , NO_x gas concentration (that are changed when smoke gases move along the gas passage) making the heat-calculation technique of the heat utilizer rather complicated. Figures 3, 4 illustrates the effect of the parameters mentioned on dew point.

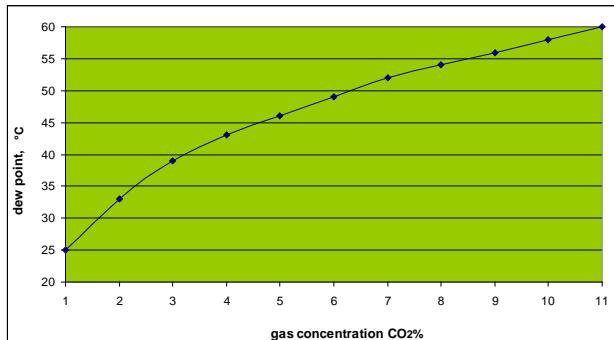


Fig. 3. Plot of dew point vs. CO_2 gas concentration

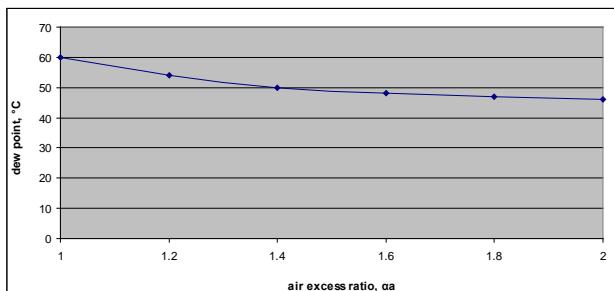


Fig. 4. Plot of dew point vs. air excess

Moist-combustion-product parameters of the boiler unit capacity are presented below (Tab. 3)

Table 3. Combustion product parameters of KBGM-100 boiler

Parameters	Boiler capacity mode		
	mini-mal	ave-rage	maximal
Air rate ratio α	1.76	1.23	1.14
Moisture content, d, kg/kg	0.08	0.11	0.12
Dew point, °C	49.3	55.3	56.6

Thus, the technical restriction preventing the implementation of the given heat utilization technology are the following:

- complexity concerning heat utilization process calculation products;
- the necessity to maintain the given values of waste gas temperature and moisture by means of bypassing a part of waste gas rate.

Heat-calculation techniques known in literature relating to condensing surface heat-exchangers are either presented not completely or their data are quite different. References [9, 11] give information on heat transfer ratio. If in [9] the value of heat transfer ratio is $300 \div 400 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, in [11] it is $-45 \div 88 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$.

The most valid calculating dependencies used in practice are obtained experimentally [2–8, 11–14, 18, 17–22]. However, known calculating dependencies for heat utilizers with deep smoke gas cooling at vertical heat pipes, filled with low temperature working medium should be defined more precisely.

Let us analyze some of them.

The value of heat rejection coefficient from smoke gases towards the ribbed surface is estimated by the equation [11]:

$$Nu_d = 4.55 Re^{0.315} K^{0.388} Pr^{2/3} \quad (1)$$

Where Nu , Re , Pr , K – Nusselt number, Reynolds, Prandtl and irrigation criteria, respectively.

The presented heat rejection coefficient from smoke gases towards the outer heat-utilizer surface is estimated by the equation (1) in terms of irrigation (density) with the condensate. The criterion equation is valid for KC-4-11-02 ХЛ3-type condensing heat utilizer-calorifier (the producer – JS "Calorifer plant", Kostroma).

Figure 5 shows the plot of heat transfer coefficient vs. combustion product speed and irrigation density.

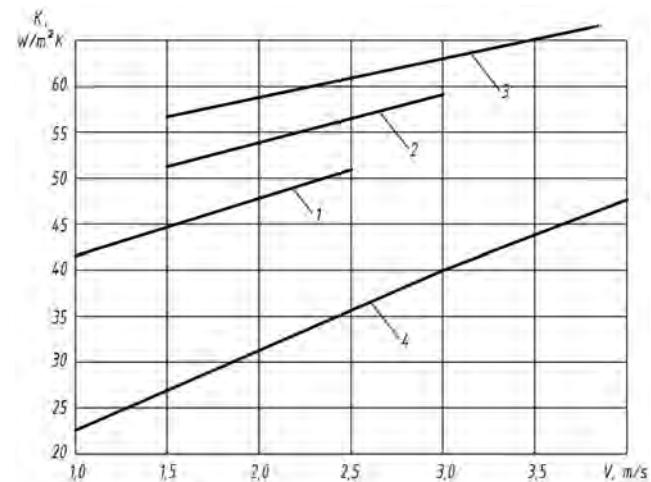


Fig. 5. The plot of heat transfer coefficient $K_m \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ vs. gas rate $V \text{ m/s}$ and irrigation density W ($1 - W = 2.28 \div 3.57$; $2 - W=2.83 \div 3.67$; $3 - W=3.19 \div 4.03$; 4 – for air ("dry" heat exchange))

Criterion dependence is presented in [24]

$$\bar{Nu} = 0.24 Re^{0.62} K^{0.25} Pr^{0.33} \quad (2)$$

$$(K = wD / \mu)$$

Irrigation criterion K allows the effect of irrigation density $W (\text{kg}/\text{m}^2\text{h})$, connected with the cooling rate of smoke gases to be evaluated.

Intensity (density) of irrigation $W (\text{kg}/\text{m}^2\text{h})$ is determined by the rate of condensate dropping out and surface heat exchange area.

References [13, 21] presents the plot $Nu = ARe^{0.6} exe(m\theta)$ that defines additional increase of Nusselt criterion while condensing water vapour from combustion products. The heat rejection ratio is shown to be increased by 25–40 $\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$ (30 – 50%).

It is experimentally found that the value of heat transfer coefficient under condition of water vapour condensation is 1.5 and 1.8 times larger than the K value in case of dry heat exchange for water industrial economizers respectively with the irrigation density 3.19–4.03 kg/m²h and gas rate 1.89–3.78 m/s.

When estimating the heat transfer coefficient the most difficult thing is to define α_g , α_f heat rejection ratios from steam and gas mixtures towards the condensate film surface and from condensate film towards the cooling fluids (surface).

Heat rejection ratio α_g is determined by the known plots [3].

Heat rejection ratio α_f for horizontally placed pipe bunches is estimated by the equation:

$$\alpha_f = C_w \alpha_n, \quad (3)$$

where C_w – the ratio taking into account motion rate of gas and steam mixture; α_n – heat rejection ratio while condensing slowly moving steam:

$$\alpha_n = 0.728 \sqrt{\frac{g \rho_c^2 \lambda_c^3 r}{\mu_c d \Delta t_{sw}}}, \quad (4)$$

where ρ_c , λ_c , μ_c – density, heat transfer ratio, dynamic condensate toughness ratio; d – pipe diameter; Δt_{sw} , $t_{ep} - t_{ce}$ – temperature head “steam-wall”, $\Delta t_{sw} \approx 2^\circ\text{C}$, respectively.

Mass rejection ratio β can be defined based on analogy between heat exchange and mass exchange by familiar plots [2, 3, 4, 13] using the plot of the $\beta = f(\alpha_g)$ type and criterion equations.

Reference [3] presents the equation:

$$\beta = \frac{\alpha_g}{C_{pav} P_{mf}} \cdot \frac{\mu_n}{\mu_{av}} \cdot \left(\frac{\Pr}{\Pr_d} \right)^{\frac{2}{3}}, \quad (5)$$

where μ_{av} – average molecular mass (weight) of gas and steam mixture:

$$\mu_{av} = \mu_g \xi_g + \mu_n (1 - \xi), \quad (6)$$

\Pr – Prandtl's heat criterion; \Pr_d – Prandtl's diffusion criterion; P_{mf} – motive force of mass exchange, determined by the equation:

$$P_{mf} = \frac{P_s - P_b}{\ln \frac{P - P_g}{P - P_s}}, \quad (7)$$

The density of cross mass flow is defined by the equation:

$$g = \beta (P_s - P_b), \quad (8)$$

Theoretical heat rejection ratio from the steam and gas mixture towards the heat-exchange surface wall is estimated by the equation:

$$\alpha_l = \left\{ \frac{1}{\beta \left[r + c_k (g_{am}^{in} - g_{am}^{ou}) \frac{P_s - P_b}{g_{am}^{in} - t_{rpi}} + \alpha_g \right]} + \frac{1}{\alpha_f} \right\}^{-1} \quad (9)$$

Common theoretical heat-transfer ratio (coefficient) of heat transfer from the steam and gas mixture towards the heat-carrier being heated is determined in the following way:

$$K = \frac{\phi}{\frac{1}{\alpha_x} + \sum R_i + \frac{1}{\alpha_b}}, \quad (10)$$

where ϕ – ribbing coefficient.

The given amount of the condensate being emitted from the combustion products while they are cooled is estimated by the equation:

$$\Delta g^g = [g_{da}^g + g_{com}^g (\alpha_{ou} - 1)] (x'_{in} - x''_{out}), \quad (11)$$

where g_{da} – the given theoretical rate of dry blowing air, $g_{da} = 1.415$; g_{com} – the given theoretical rate of dry combustion products, $g_{com} = 1.333$; α_{in} – air excess ratio in front of the heat utilizer; x'_{in} , x''_{out} – initial moisture content of combustion products at heat utilizer inlet and its outlet, kg/kg.d.g., respectively.

The characteristics given are determined in relation to the lowest combustion heat Q_p^p , Mcal/m³. Absolute condensate amount is defined in the following way:

$$\Delta g = \Delta g^g Q_p^p, \quad (12)$$

Values x'_{in} , x''_{out} are determined by the equations:

$$x'_{in} = (0.13 + x_m \alpha_{in}) / (\alpha_{in} - 0.058)$$

$$x''_{out} = \frac{0.0006382 + 0.004 \alpha_{out}}{0.199 + \alpha_{out}} \exp(0.062 t''_{out}),$$

where x_m – moisture content of blowing air, kg/kg.d.a., t''_{out} – waste combustion product at the outlet from the heat utilizer, °C.

Thus, the amount of the condensate being emitted depends on blowing air moisture-content, air excess ratio and combustion product temperature at the heat-utilizer outlet.

3. The aim and setting the research problem

The object of the work is working out the heat calculation technique of two-stage heat utilizer using heat pipes when having the deep cooling of combustion products with water vapour condensation.

Zone by zone calculation method [9, 13], being the most effective one, is widely used when making the heat calculation of condensing heat utilizers.

Combustion products of gaseous fuel in the boiler units constitute steam and gas mixture, making up of inert mixtures (CO_2 , CO , N_2 , NO , H_2O , air and so on), their water vapour content being about 15÷17%. Water vapour condensation is observed when having the deep cooling of combustion products. Cross-flow density of the condensate mass towards the cooling heat utilizer surfaces is 0.1 kg/(m·s) that is much lower as compared to pure water vapour condensation. The film condensation mode is observed, condensation surface geometry greatly influencing the intensity of heat mass exchange processes. The heat rejection ratio for horizontal surfaces is two times more than for vertical ones $\alpha_{\text{vert}} \approx 0.55\alpha_{\text{hor}}$. When installing the ribs the heat rejection intensity (when condensing water vapour) can be greatly increased and approach the value α_{hor} [3–5].

4. The main section

The given work proposes the heat calculation technique of two-stage heat utilizer using heat pipes (thermosyphons) in terms of water vapour condensation with the deep cooling of the boiler unit combustion products.

This calculation technique suggests zone-by-zone calculation of parameters (temperature, pressure, thermosyphons capacity, condensate dropping out, etc) along the heat exchanger.

The scheme of heat carrier motion is the following: water-cross-traverse multi-stroke motion; combustion products-traverse-countercurrent one. Thermosyphon design features are: condensation zone and evaporation

zone – ribbed ones with cross ribs, thermosyphon zone length being different, $h_2 > h_1$. “Gas-liquid”-type heat utilizer is used for obtained hot water with 50÷55°C temperature. Pipe diameter is equal to 32÷57 mm that provides making restrictions according to maximum density of heat flow in the gas passage [2].

Heat transfer coefficient of the heat utilizer is determined by the equation:

$$K_i = \frac{1}{\frac{1}{\phi_1 \alpha_{in1}} + \frac{1}{\alpha_v} + \sum_i \frac{\delta_w}{\lambda_w} + \frac{1}{\alpha_c} + \frac{1}{\alpha_{in2} \phi_2}} \quad (13)$$

where α_{in1} , α_{in2} – heat exchange ratio between heat exchangers (combustion products, water) and inner thermosyphon surface in the vaporization and condensation zones; α_v , α_c – heat rejection ratios in the evaporation and condensation zones, respectively; $\sum \delta_w / \lambda_w$ – thermal resistance of thermosyphon walls, ϕ_1 , ϕ_2 – ribbing coefficients.

Heat output of the heat utilizer is defined by the equation:

$$Q = K F \Delta \bar{t} \quad (14)$$

where F – surface area; Δt – mean temperature head.

Heat rejection ratios in different heat utilizer zones are determined according to the following plots (Tab. 6–10).

Suitable accuracy of computation and simplicity of dependence that is required in the optimization problem were taken as the criterion of selecting computation plots.

The ratio of outer heat exchange between combustion products and ribbed thermosyphons in the “dry” zone and in the zone of water vapour condensation was determined using different plots.

Dependence comparison results are shown in Tables 4, 5.

Table 4. The comparison of heat rejection ratio calculation-dependencies for ribbed chess-like pipe bunches in the “dry” heat utilizer zone

Reference	Dependence	Value of α , W/m ² K
[29]	$Nu = 0.192(a/b)^{0.2} (s/d)^{0.18} (h/d)^{-0.14} \times Re^{0.65} Pr_{sc}^{0.36} (Pr_{sc}/Pr_{cn})^{0.25}$	11.40
[10]	$Nu = 0.41 Re^{0.6} \cdot Pr_{sc}^{0.33} \cdot \left(\frac{Pr_{sc}}{Pr_{cn}} \right)^{0.25} \varepsilon_i \varepsilon_s$	13.70
[22]	$Nu = 0.36 Re^n \cdot Pr^{0.3} c_z c_s \cdot \phi^{-0.5} \quad n = 0.6 \cdot \phi^{0.7} \text{ with } Re > 10^3$	16.70

Table 5. The comparison of heat rejection ratio calculation-dependencies for ribbed chess-like pipe bunches in the zone of water vapour condensation

Reference	Dependence	Value of α , W/m ² K
[11]	$Nu = 4.55 Re^{0.315} Pr^{\frac{2}{3}} K^{0.388}$	50÷60
[23]	$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{kone} \left[1 + \frac{r_i}{c_p} \cdot \frac{R}{R_o} \cdot \frac{r_n - r_{no}}{t_e - t_o} \right]$	30÷40
[21]	$Nu_{\Sigma} = Nu_{kone} + Nu^{don} = Nu_{kone} + A Re_{sc}^{0.6} \exp(-14\theta), \quad A = 0.001 \exp(87X) + 0.3 / X$	40÷60

Heat exchange coefficients inside the thermosyphon in the evaporation zone were determined according to the dependencies presented in Table 6.

Table 6. Calculation dependencies for heat rejection ratio in the evaporation zone of the thermosyphon

Reference	Dependence	Value of α , W/m ² K
[18]	$Nu_* = 0.0096 \cdot Pe^{0.7} \cdot Pr^{-1} \cdot K_p^{0.6} \quad Nu_* = \frac{\alpha \cdot \ell_*}{\lambda'}; \quad \ell_* \left(= \frac{\sigma}{g(p' - p'')} \right)^{0.5}$	5228.33
[18]	$Nu_* = 0.0123 \cdot Re_*^{0.5} \cdot Pr^{0.35} \cdot K_p^{0.54} \left(\frac{d_{sh}}{\ell_*} \right)^{0.17}$	6025.00
[18]	$Nu_* = 4.05 \cdot Re^{0.5} \cdot \left(\frac{d_{sh}}{\ell_u} \right)^{0.17}$	6870.00
[30]	$\alpha_{lu} = B \left(\frac{\lambda_s}{v_s \sigma_s T_s} \right)^{\frac{1}{3}} q^{\frac{2}{3}}$	4697.15

Calculation dependencies for heat rejection ratio in the thermosyphon condensation zone

Table 7. Heat exchange coefficient inside the thermosyphon at the condensation

Reference	Dependence	Value of α , W/m ² K
	$\bar{\alpha} = 0.943 \cdot 4 \sqrt{\frac{r \rho'^2 g \lambda'^3}{u' (T_s - T_{cm}) \ell_k}}$ Nusselt's theory	1100
[2]	$\frac{Nu^*}{Pr^{0.54}} = 0.21 Fr^{*0.24}$	3240
	$Nu^* \frac{\alpha_k}{\lambda} \left[\frac{v^2}{g(1 - S''/S')} \right]$	
	$Fr^* = \frac{W_0'^2}{g \delta} \cdot \frac{\rho''}{\rho'}$	
[28]	$\alpha_{lk} = 400 \cdot \frac{r \mu_s}{(l_u \cdot \Delta t)} \cdot \left\{ 1 + 0.625 \cdot Pr^{0.5} \left[\frac{(l_u \Delta t)}{(l_u \Delta t)_{kp}} - 1 \right] \right\}^{\frac{4}{3}}$	982.13

Table 8. The coefficient of outer heat exchange between water being heated (in the thermal siphon condensation zone) and smooth and ribbed thermosyphon surface

Reference	Dependence	Value of α , W/m ² K
Smooth pipe bunches		
[30]	$Nu = 0.22 Re^{0.65} \cdot Pr_{\text{mc}}^{0.36} \cdot \left(\frac{Pr_{\text{mc}}}{Pr_{cm}} \right)^{0.25}$	728
[10]	$Nu = 0.26 Re^{0.65} \cdot Pr_{\text{mc}}^{0.33} \cdot \left(\frac{Pr_{\text{mc}}}{Pr_{cm}} \right)^{0.25} \cdot \varepsilon_i \cdot \varepsilon_s$	766
[29]	$Nu = 0.27 Re^{0.63} \cdot Pr^{0.36}$	760
[22]	$Nu = 0.20 Re^{0.65} \cdot Pr^{0.33}$	680
Ribbed pipe bunches		
[22]	$Nu = 0.2 Re^n \cdot Pr^{0.33} \cdot c_z \cdot c_s \cdot \phi^{0.7} \quad n = 0.65 \cdot \phi^{0.7}$ with $R=10^4 \div 10^5$	2976
[29]	$Nu = 0.303 Re^{0.625} \cdot Pr^{0.36} \cdot \left(\frac{Pr_{\text{mc}}}{Pr_{cm}} \right)^{0.25} \cdot \phi^{-0.375}$	3112

Equations [2, 22, 23, 28, 30] were used in the program while calculating the heat rejection ratio.

The results of numerical calculations are the following:

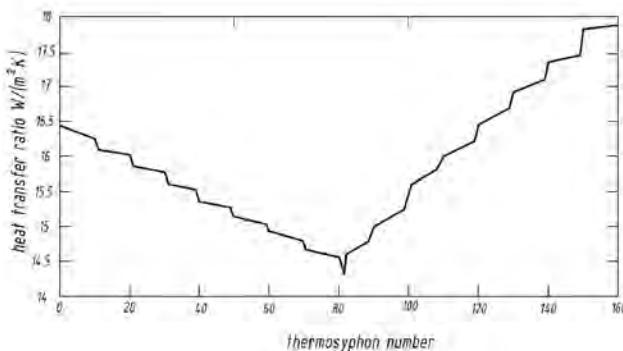


Fig. 6 Shows heat transfer ratio change along heat utilizer

5. Conclusions

The results of numerical study show the possibility of increasing the efficiency of heat utilizers, made according to two-stage scheme with various heat carriers in thermosyphons.

References

- [1] Аронов И.З., Контактный нагрев воды продуктами сгорания природного газа. – Л.: Наука. – 220с, 1978.
- [2] Безродный М.К., Пиоро И.Л., Костюк Т.О., Процессы переноса в двухфазных термосифонных системах. Теория и практика. 2-е издание, дополненное и переработанное. – Киев: Факт. – 704 с. 2005.
- [3] Берман Л.Д., Расчет поверхностных теплообменных аппаратов для конденсации пара из паровоздушной смеси/ Л.Д. Берман, С.Н. Фукс // Теплоэнергетика. №7 (1959), pp. 74–78.
- [4] Берман Л.Д., Фукс С.Н., Массообмен в конденсаторах с горизонтальными трубами при содержании в паре воздуха. Теплоэнергетика. №8 (1958), pp. 66–74.
- [5] Бобе С., Малышев Д.М., К расчету конденсации пара при поперечном обтекании труб парогазовой смесью. Теплоэнергетика. №12 (1971), pp. 84–86.
- [6] Г.Д. Глубокая А.Д. Киосов, Авруцкий, Утилизация тепла уходящих газов котлов и его аккумулирования. Теплоэнергетика: Теор. и науч.-практич. журн. – №11 (2011), pp. 60–63.
- [7] Галустов В.С., Теплообменные процессы и аппараты с непосредственным контактом фаз в теплоэнергетике. Энергетика и менеджмент. №4 (2003), p. 120.
- [8] Л.Д. Богуславский, В.И. Ливчак, Энерго-сбережение в системах теплоснабжения, вентиляции и кондиционирования воздуха: справочное пособие. М.: Стройиздат, 1990. p. 624.
- [9] Ефимов А.В., Гончаренко А.Л., Гончаренко Л.В., Совершенствование метода теплового расчета конденсационного теплогенерационного аппарата поверхностного типа, установленного за котельной установкой. Энергетика: экономика, технология, экология. №1 (2009), pp. 64–73.
- [10] Исаченко В.П. Теплопередача. Учебник для вузов. Изд. 3-е перераб. и доп. М., «Энергия»; 1975, p. 488 с. с ил.
- [11] Кудинов А.А., Энергосбережение в теплогенерирующих установках. Ульяновск: УлГТУ. 2001, p. 139.

- [12] Методические рекомендации по проектированию контактно-экономайзерных установок в газифицированных котельных, 1985. К.: НИИСТ. р. 96.
- [13] Навродская Р.А., Утилизация теплоты уходящих газов газопотребляющих котлов в поверхностных теплоутилизаторах конденсационного типа. – Автореф. Дис. канд. техн. наук. 2001, К. р. 20c.
- [14] Oshima T., Mohtai T., Mochizuki M., Sugihara S. *Laboratory evaluation of heat pipes for development of heat pipe type large gas air heater*, Prep. 6th Int. Heat Pipe Conf. (Grenoble), 1987, p. 641–646.
- [15] Пенчев П., Юруков И., Милачков Х. Утилизация на отпадна топлина от хлебопекарни пеци через теплообменник с топлинни тръби,. Энергетика. т.38. – №4 (1987), pp. 24–25.
- [16] Portrait L. M. *Las calderas de condensacion*. – Clima y ambiente. №146 (1985), pp. 55 – 60.
- [17] Семенов В.П., Разработка методов интенсификации процессов теплообмена при конденсации пара в поверхностных и контактных теплообменниках. Автореф. д-р техн. наук. – Екатеринбург, 2008, р. 36.
- [18] Семена М.Г., Киселев Ю.Ф., Исследование процессов теплообмена в зоне тепlopодвода двухфазных термосифонов на фреонах. 11, 113, 142, воде и этаноле. Инж.-физ. журн. – №2. (1978), pp. 211–217.
- [19] Суханов В.И. и др., Установки утилизации тепла и очистки дымовых газов паровых и водогрейных котлов. – М.: АКВА-ТЕРМ, 2001.
- [20] Теплообменники контактные с активной насадкой (КТАН) для котлов теплопроизводительностью 0,2 – 1,16 МВт, работающих на природном газе: Каталог. – Рига. – 40 с.
- [21] Фиалко Н.М., Гомон В.И., Навродская Р.А., Прокопов В.Г., Пресич Г.А., Особенности методики расчета поверхностных теплоутилизаторов конденсационного типа, Промышленная теплотехника, №2 (2000), pp. 49–53.
- [22] Юдин В.Ф., Теплообмен попереочнооребреных труб. Л.: Машиностроение. (1982), р. 189стр. с ил.
- [23] Черепанова Е.В., Охлаждение продуктов сгорания газообразного топлива в ребристых теплообменниках. Автореф. дис. к.т.н. – Екатеринбург, 2005, р. 18.
- [24] Туз В.Е., Трокяз Я.Е., Лебедь Н.Л., Утилизация теплоты отработанных газов котлов в комбинированных тепло- и массообменных аппаратах. Проблемы энергетики. №24, 2011
- [25] Баскаков А.П., Ильина Е.В., Тепломассообмен при глубоком охлаждении продуктов сгорания природного газа. Инженерно-физический журнал. Т.76.-№2 (2003), pp. 88–93.
- [26] Горяев А.Б., Цепляева Е.В., Расчет утилизации теплоты влажных газов в теплообменных аппаратах перекрестного типа. Вестник МЭИ, №5 (2003), pp. 82–85.
- [27] Терехов В.И., Терехов В.В., Шаров К.А. Тепло, и массообмен при конденсации водяного пара из влажного воздуха, Инженерно-физический журнал. №5 (1998), pp. 788–794.
- [28] Лабунцов Д.А., Теплообмен при конденсации пара на вертикальной поверхности в условиях турбулентного стекания пленки конденсата. ИИИ. – физ. журн., т. 3, №8 (1960), pp. 3–12.
- [29] Жукаускас А.А. Конвективный перенос в теплообменниках. М.:Наука, 1982. р. 472.
- [30] Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. Изд.2-е, стереотип, М.:Энергия, 1977. р. 344 с.с ил.

ALEXANDER ČAJA¹

PATRIK NEMEC²

VERONIKA MANČÍKOVÁ³

MILAN MALCHO⁴

University of Žilina, Slovakia

¹e-mail: alexander.caja@fstroj.uniza.sk

²e-mail: patrik.nemec@fstroj.uniza.sk

³e-mail: veronika.mancikova@fstroj.uniza.sk

⁴e-mail: milan.malcho@fstroj.uniza.sk

IMPACT OF THE MANUFACTURING CONDITIONS AND OPERATING POSITION ON HEAT TRANSPORT ABILITY OF THE HEAT PIPE FILLED WITH FLUORINERT FC-72

Abstract

Heat pipes are devices, which transfer heat at a minimum temperature difference between evaporating and condensing phase. Operating temperature of heat pipe is determined by the working fluid and vacuum achieved during its production. This paper is focused on the determining the effect of the initial temperature of the ambient air to the performance characteristics of produced heat pipes. In general, the decrease in pressure decreases the boiling liquid. Based on this it can be presumed that achieving a lower temperature during production of heat pipe, the lower vacuum, the boiling point of working fluid while increasing ability of heat transport in various positions.

Keywords: heat pipe, heat transport, cooling

1. Introduction

At present there are a number of potential applications where the use of heat pipes bring interesting effects, especially in terms of reliability of cooling some temperature exposed components and equipment. Excellent transport properties for heat dissipation can be used in a variety of technical applications of cooling, in particular the cooling of electrical components and equipment. Because of constructing smaller and more powerful devices to be designed with appropriate cooling, transport properties of refrigeration equipment and systems for exhaust heat loss are necessary [1].

Heat pipe is a device using heat transfer from warmer place to a place of lower temperature. Heat

pipes operate on the principle of gravitational forces on the working substance (condensate flows into the evaporating part of the walls of the pipe by gravity). The heat flow is dependent on the thermal resistance of the liquid film on the wall of condensation part. Correct operation is conditioned on such dosage of the amount of working substance, in the range of operating parameters that there is no lack of wetting the surface of the evaporation part and, thus, no decrease of performance. Conversely, large excess liquid in the evaporation part leads of the boiling and to the development of large steam bubbles and formation stroke [2, 3].

In a variety of experimental measurements, it was found out that although the heat pipes made of the same materials were used and the same amount and

types of process materials nevertheless heat pipes have different transport capabilities. One possible reason could be a different temperature during filling and exhausting heat pipes. This presumption is confirmed by experimental measurements at three different operating temperatures [4].

2. Heat pipe manufacturing

Heat, thermal and hydraulic characteristics of the heat pipe are determined by transmission phenomena through evaporation and condensation, and the heat transfer medium in the vapour flow and the liquid phase in the thermal tube. Heat pipes are usually in cylindrical shape, because in addition readily available materials (pipes necessary dimensions), this shape also provides advantages in terms of thermal and strength parameters. Different shapes can be found in practice, as well as the heat pipe with a flat rectangular cross-section, triangular or other cross-section. When making heat pipes, it is necessary to follow the procedure of certain operations. The way of implementation is then dependent on the technological possibilities of the workplace [5].

For experiment a special type heat pipe was produced with heat exchanger in condensation part and filling valve with vacuum-manometer at the top. This design allows to easily and quickly charge and discharge the heat pipe with working fluid and to measure transferred heat flux from evaporator to the condenser. Container of heat pipe was manufactured from copper material with a length of 500 mm, internal diameter of 13 mm, wall thickness 1 mm. The material before manufacturing was mechanically and chemically cleaned. The produced heat pipe was cleaned and dried again. After production procedure the leakage test was performed and produced heat pipes were ready for filling. The Fluorinert FC-72 was used as a working medium. This working fluid is electrically non-conductive, and its use should be of great value especially in electrical equipment where there is risk to conduct the electrical current in the event of failure of the cooling device, which is undesirable. In table 1 chemical-physical properties of the liquid Fluorinert FC-72 are given [6].

The volume of working medium charged in to heat pipe was 20% of total heat pipe volume. After filling the heat pipe was vacuumed and filled valve closed. Charging and vacuuming of heat pipe was carrying out at temperatures 20°C, 0°C, -20°C. After creating the required vacuum the heat pipe was ready to carry out the experiment. The experiment deal with

influence of various temperature conditions at heat pipe manufacturing on the heat transfer ability.

Table 1. Chemical and physical properties of Fluorinert FC72 [7]

Properties	Description of properties
Optical properties	Clear, colourless
Average molecular weight	338
Boiling point (1atm)	56°C
Freezing point	-90°C
The estimated critical temperature	449K
The estimated critical pressure	1.8 x 106 Pa
Vapor pressure	30.9 x 106 Pa
Latent heat of evaporation	88 J/g
Liquid density	1680 kg/m³
Kinematic viscosity	0.38 centistokes
Absolute viscosity	0.64 centipoise
Specific heat capacity	1100 J/(kgK)
Thermal conductivity	0.057 J(mK)
Expansion coefficient	0,00156°C
Surface tension	10 dynes/cm²
Reflectance index	1.251
Solubility of water	10 ppmw
Solubility in water	<5 ppmw
Impact on the ozone layer	0
Dielectric strength	38 kV, 0.1" gap
Dielectric constant	1.75
Electrical resistance	1.0 x 1015 ohm/cm



Fig. 1. Heat pipe inserted into thermostat liquid bath of -20°C

3. Experimental measurement and calculation of heat pipe thermal performance

The measurement of heat pipe thermal performance was carried out so that the heat pipe was affix on the measuring stand in a vertical position. The measuring unit consists of electric water heater, water cooler, flowmeter. Heat power supplied to the evaporating part of the heat pipes was 550 W and the temperature of the heating medium was kept at 80°C. Water cooler (heat exchanger) mounted on the condensation part ensured precise measurement of heat removal from evaporator to condenser. The amount of coolant was scanned by ultrasonic flowmeter. To determine the temperature difference of flowed coolant in the water cooler inlet and outlet temperatures were scanned by thermocouples placed at the inlet and outlet of water cooler. The scanned data of the ambient temperature, inlet temperature, outlet temperature, temperature in the tank with electric water heating and flow of coolant in the water cooler was launched in the laptop [8].



Fig. 2. Experimental device

The data from experimental measurement was used for the calculation of the transferred heat output of the heat pipe. For the calculation of the transmitted power by calorimetric method the following parameters had to be determined: temperature difference of cooling water that flows through the condenser, scanned on entry and exit from the cooler, with a certain mass flow rate and specific heat capacity of water. This method describe [9, 10]. Transmitted heat power is determined by the relation:

$$Q = mc_p \Delta t_i \quad (1)$$

where: Q – the mean steady-state power (W), m - mass flow rate of cooling water (kg s^{-1}), c_p – specific heat capacity of water at constant pressure ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$), Δt_i – contrast medium temperature of the cooling water in the steady state (°C).

Unlike medium temperature cooling water is calculated according to equation:

$$\Delta t_i = t_{v2} - t_{v1} \quad (2)$$

where Δt_i - difference between medium temperatures of the cooling water in the steady state (°C), t_{v2} – value of the outlet temperature of cooling water (°C), t_{v1} – the flow of cooling water temperature (°C)

3.1. Impact of the operating conditions on heat transport ability of the heat pipe

Experimental measurements of heat pipe thermal performance were carried out at vertical position in the measuring device and with various manufacturing temperatures. On the basis of the measurements results graphs of temperatures were constructed, depending on the conditions during the manufacture of the pipe itself.

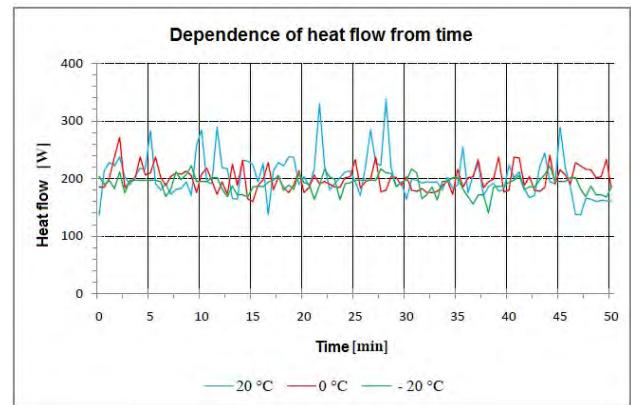


Fig. 3. Dependence of heat pipe flow from time

From the measured values and the graph it is shown that at the manufacturing temperature of 20°C, 0°C and -20°C, the transmitted power of the heat pipe changes only slightly. Based on this fact, we can argue that the Fluorinert FC72 as the working substance is poorly affected by the ambient temperature and, therefore, do not have to impose additional requirements for the production of heat pipes.

3.2. Impact of the inclination angle on heat transport ability of the heat pipe

The determination of the heat pipe performance depending on the tilt angle was taken at different angles of inclination from the vertical plane of 90° to the angle of 45°. After all measurements the table with all the results recorded to the data logger was created. From the measured results average values of inlet and outlet temperature for each angle were calculated separately. The results of

measured flow have been calculated to the average value. These calculated values were implemented to the calculations of heat pipe performances (1) at different angles of inclination. Based on the results, the values of performances at different angles were compared and the best performance of the heat pipe was determined. The average temperatures of inlet and outlet water are presented in Table 2. From the computed results graph of performance for different angles was created and shown in Figure 4.

Table 2. Calculated performance and temperatures for each position of the heat pipe

Tilt angle [°]	Performance [W]	T_1 Inlet [°C]	T_2 Outlet [°C]
90	70.22	20.27	20.48
75	76.78	19.89	20.00
60	100.32	19.90	20.20
45	138.77	19.82	20.23

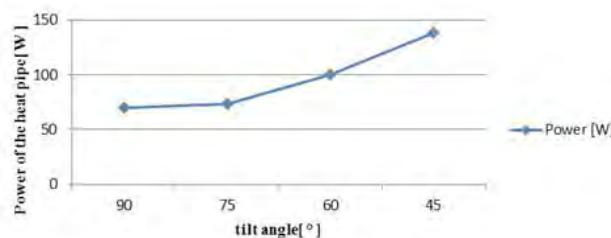


Fig. 4. Dependence of the heat pipe performance on the position

4. Conclusions

Based on experimental measurements, it is possible to argue that the impact of ambient temperature has no significant effect on the transport properties of heat pipes with a working medium Fluorinert FC72. The difference between the heat pipes was approximately 20 W. The power of heat pipe at different angles of inclination was determined by experiments and calculations. With increasing tilt angle of the heat pipe, the performance increases, which was caused by better condensation run into the evaporating section of the heat pipe by gravity. This can be observed in the graphical display of calculated results. The best performance of heat pipe was reached with tilt angle of 45°.

References

- [1] Hlavačka V., Polášek F., Štulc P., Zbořil V.: *Tepelné trubice v elektrotechnice*, SNTL, Praha 1990.
- [2] Kaduchová K., Lenhard R., Jandačka J.: *Optimization of heat exchanger for indirectly heated water heater*, Proc. of Conf. Experimental Fluid Mechanics, 2011, pp. 717–726.
- [3] Kaduchová K., Lenhard R., Jandačka J.: *Optimizing of geometrical parameters of indirectly heat water heater*, "Internet Journal of Engineering and Technology", Vol. 3, no. 2 (2011), pp. 17–22.
- [4] Hužvár J., Kapor A.: *Micro-cogeneration including the conversion of chemical energy of biomass to electric energy and the low potential heat*, "Global Journal of Technology and Optimization", Vol. 2, No. 2 (2011), pp. 146–152.
- [5] Jandačka J., Kapor A., Papučík Š., Lenhard R.: *Emission and power parameters of combined heat source on wood biomass combustion*, "Annals of Warsaw University of Life Sciences", No. 71 (2010), pp. 245–249.
- [6] Jandačka J., Holubčík M., Nosek R., Pilát P.: *The effect of additives for production of wood pellets*, "Annals of Warsaw University of Life Sciences" – SGGW, No. 71 (2010), pp. 255–260.
- [7] 3M Fluorinert™ Electronic Liquid FC-72 product information, Accessible at: http://multimedia.3m.com/mws/mediawebserver?mwsId=66666UF6EVsSyXTtnxTE5XF6EVtQEVS6EVs6EVs6E666666--&fn=prodinfo_FC72.pdf
- [8] Jandačka J., Holubčík M., Papučík Š., Nosek R.: *Combustion of pellets from wheat straw*. Acta Montanistica Slovaca, Vol. 17 (4), pp. 283–289
- [9] Černogurská M., Příhoda, M., Brestovič, T.: *Modelling of nitrogen oxides formation applying dimensional analysis*. "Chemical and Process Engineering", vol. 32, 4 (2011), pp. 175–184.
- [10] Černogurská M. et al.: *Verification of pollutant creation model at dendromass combustion*. "Journal of Mechanical Science and Technology", vol. 26, 12 (2012), pp. 4161–4169.

Acknowledgment

This work was performed within the frame of project KEGA-064ŽU-4/2012.

BOŻENA KACZMARSKA¹

WACŁAW GIERULSKI²

Kielce University of Technology

¹e-mail:Bozena.Kaczmarcka@tu.kielce.pl;

²e-mail:Waclaw.Gierulski@tu.kielce.pl

DESIGNING INNOVATIVE PRODUCTS IN TERMS OF LCA

Abstract

The present work discusses the problem of creating products innovative in terms of ecology, so that they should have little impact on the environment. The paper presents the concept of eco-design development with the application of the LCA analysis, using a division into stages corresponding to the two parts of the product life cycle. The proposition involves solving the inverse problem of LCA as an element that allows us to perform a certain kind of optimization within the eco-design process.

Keywords: the product life cycle, the eco-design process, the eco-design development, LCA

1. Introduction

The idea of reductionism prevailed in the philosophy of science for many years. According to this concept in order to learn the properties of a complex system it is enough to have the knowledge of its constituents [10]. Reductionism as a research conception has been criticised many a time and almost entirely discarded. However, the reductionist position that calls for studying small fractions in order to explain the operation of more complex systems on the basis of the acquired knowledge has been one of the most effective cognitive methods in science. It is assumed though that the results obtained in this way constitute only the basis for examining more complicated systems.

Contrary to the idea of reductionism in science is holism, according to which all the observed phenomena form holistic systems affected by specific regularities, which cannot be determined on the basis of knowledge of constituents properties. This idea introduced in the twenties of the 20th century became the basis for a new approach to solving problems known as the systemic approach and related systemic thinking [11].

Systemic thinking, whose origins date back to the fifties of the 20th century, contributed to the change

in perceiving human functioning in the natural environment. Thinking based on the idea that the environment is part of the economy was replaced by a reversed conviction that it is the economy which is part of the environment.

Thus, the economy and the associated human activities remain within the system which creates the natural environment called the ecosystem. From a global perspective the economy is the cause of considerable damage, often overshadowed by local success [4]. The devastation is related to ecosystem and can be identified within three areas[1]:

- devastation of non-renewable resources,
- devastation of the ecosystem,
- devastation of human health.

The main problem was to determine the standards and how to measure the indicated damage, which is a factor necessary for analyzing its impact on the entire system. The concept of energy evaluation was proposed in the case of non-renewable resources, i.e. the conversion of loss into energy [4, 6].

A more difficult thing was to find a measure for the two other types of damage. The method of estimating the damage throughout the life cycle of the product, represented by the ISO 14000 standards, has become the solution to this problem [7, 8].

Hence comes the LCA methodology (Life Cycle Assessment) allowing us to assess the overall impact of the product on the environment. It is also an instrument enabling designers to seek solutions diminishing the scale of such threats to the natural environment. This activity is called eco-design, according to which environmental aspects of the product are important indicators of how innovative the product is [3].

2. The essence and purpose of LCA

The LCA covers the entire life cycle of the product, taking into account all the factors related to it and affecting the natural environment [5]. In other words, the LCA analysis examines the relationships between the product and the surrounding environment. In the case of material goods these relationships are to indicate the degree of environmental impact within the four areas: materials, manufacture, utilization and disposal.

Environmental impact is due to consuming non-renewable resources, including energy or introducing harmful elements into the environment. The product is considered as part of the eco-system, so the analysis must account for even the most remote system constituents linked to the product (Fig. 1).

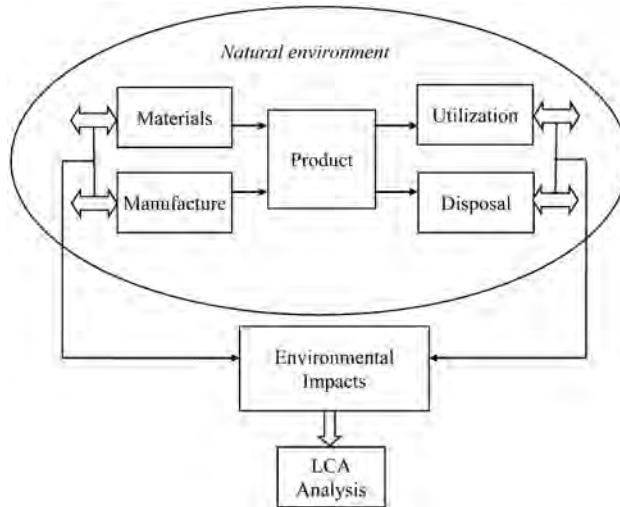


Fig. 1. Relationships: product - environment in the LCA methodology

Materials – the impact on the environment throughout the entire production cycle of materials, considering the material resources used and the resulting waste, energy and the hazardous substances introduced into the environment.

Manufacture – the impact on the environment taking into account the machines and devices, energy, generated waste, and harmful substances introduced into the environment.

Utilization – the impact on the environment taking into consideration the energy consumed, supplies, and harmful substances introduced into the environment. *Disposal* – the impact on the environment taking into consideration the energy consumed during the disposal process, recovery of materials as a result of recycling, and the introduction of harmful substances into the environment.

Determining the environmental impacts of the product is a very complex task, especially due to the necessity of accounting for a complete product life cycle compatible with the systemic approach. For example, for a product such as an automotive engine crankshaft, which is made of steel, the environmental impacts within the indicated four areas, to put it simply, are the following:

Materials – producing steel from the very beginning of the process, i.e. extraction of iron ore, heating it in a blast furnace, plastic processing of steel into a suitable form for use in the manufacture of products. In addition, coke and fluxing agents for the blast furnace engineering, natural gas, oxygen and alloying agents needed in the steelmaking process. Waste in the form of slag and cooling water, as well as dust and volatile matters polluting the environment.

Manufacture – production of appliances for forging, machining the shaft and heat treatment of the crankshaft, waste in the form of chips after machining. *Utilization* – energy for driving the engine (e.g. gasoline), whose element is the crankshaft, oil lubricating the mating surfaces.

Disposal – tools and energy consumed during the disassembly of the engine and removal of the shaft, the appliances and energy used while recycling. Steel which can be reused is the output of recycling.

It is an extremely complex issue to estimate the environmental impacts when taking into consideration all the elements indicated. However, this problem has been solved by creating and using specialized computer programs supportive to the LCA analysis.

3. LCA in the process of engineering design

The approach to design resulting from reductionism assumed that the engineer's interest in the product ends at the stage of utilization, which in technical terms can be called exploitation. The customer – using the product received the user's manual which contained no information about its future. Likewise, the designer did not wonder about the future of the product after a period of utilization (Fig. 2).

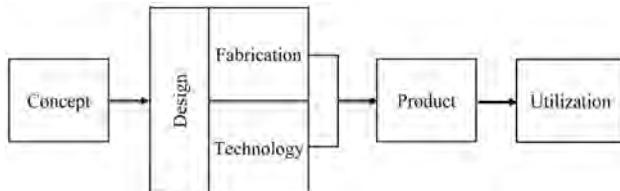


Fig. 2. Traditional design process

The systemic approach forced the designer engineers to anticipate the future of the product after the period of utilization. This matter has become as important as the utilization process.

The fabrication of the product should make its disposal easy and should involve recycling, thanks to which significant part of material could be reused (Fig. 3). Such an approach accounted for the impact of the product on the environment, but only from the perspective if its future after the period of utilization. The anticipated recycling made it possible that only some product components ended up in the landfill thanks to the materials recovered.

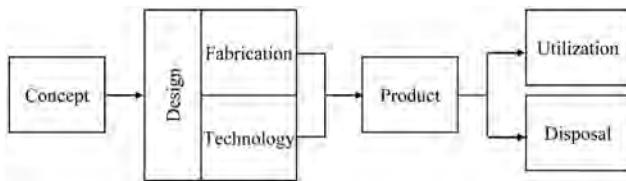


Fig. 3. Systemic approach to design

The ISO 14000 standards forced the designers to make an assessment of the product environmental impacts [2]. Many programs supportive to LCA have been created. However, the outcome of the LCA is only the information about the damage the product brings to the natural environment.

The LCA analysis is conducted "a posteriori", i.e. for the product launched into the market and is mostly of marketing significance. The results of this analysis do not affect the design process. They can only lead to withdrawal of the product from the market or its modification (Fig. 4).

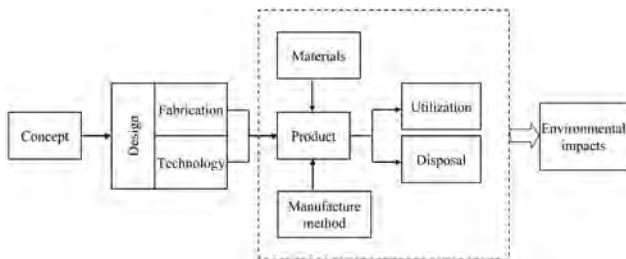


Fig. 4. The LCA product analysis

However, there are no mechanisms which could interfere with the design process, so as to treat the

product as part of the system already at this stage, determine its environmental impacts and undertake remedial actions.

4. Engineering eco-design

A proposal for solving the problem of eco-design is the implementation of the LCA analysis in the design process, as early as possible so that its results could affect systematically the decisions of the designer. According to the proposed concept the LCA analysis should be divided into two parts (Fig. 5) and conducted individually for the two phases. One of them will determine the environmental impacts in the areas related to the production of material and the manufacture process. Whereas the other phase will include the utilization and disposal of the product. The first phase provides information for the designers, as a result of which it is possible to modify the design in order to reduce the environmental impacts.

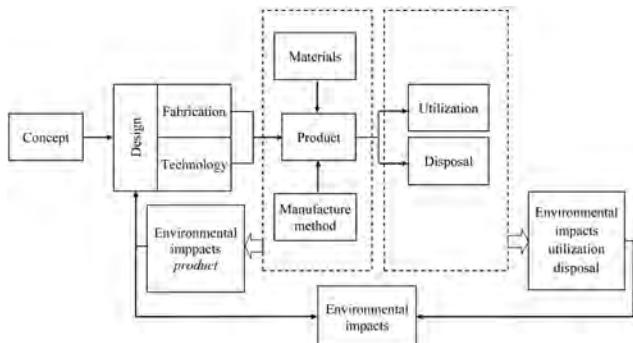


Fig. 5. Division of the LCA analysis into two phases

This simplified analysis concerning only the materials and manufacture methods can be performed with less effort and thus faster. It makes it possible in the consecutive iterations to obtain a product with improved properties as regards the environmental impacts, which indicates eco-innovativeness (Fig. 6).

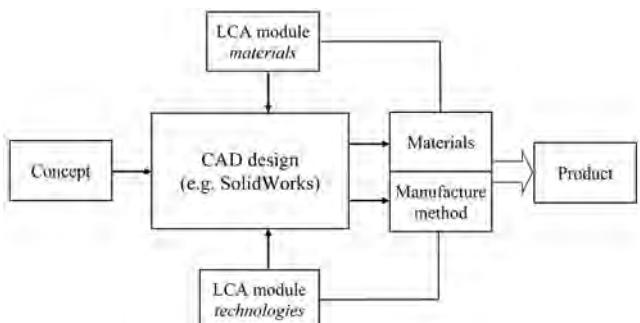


Fig. 6. Supporting the Eco-design process

This approach implements a feedback loop in the process of designing and allows for achieving the desired result in the iterative procedure (Fig.

7). Materials proposed for the product and the manufacture method are determined as a result of the design process as well as technologies associated with this process.

The LCA analysis, which indicates the environmental impacts, is conducted for the data. The data is compared to the assumed acceptable environmental impacts and in the case of too large difference a correction to the design is introduced in the next iterative step.

If as a result of changes in subsequent iterative steps of the design process no satisfactory results are achieved, then the product concept should be modified within the frames of the second feedback loop. The knowledge collected in the subsequent iterations of the design process is applied to changes in the product concept so as to increase the chances for the desired result. This change of concept should also account for another phase of the LCA analysis related to the utilization and disposal of the product.

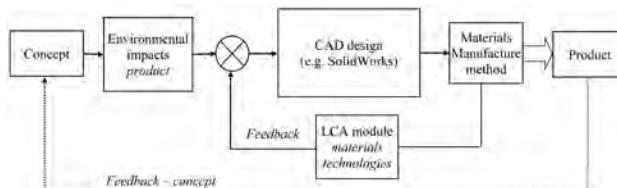


Fig. 7. Feedback in the eco-design

The target solution to the eco-design system, in accordance with the proposed approach, is the use of the module allowing for solving the inverse problem of LCA. The solution of the inverse problem is defined here as indication of the modifications relating to materials and manufacture methods, so the environmental impacts are equal to the expected ones (Fig. 8).

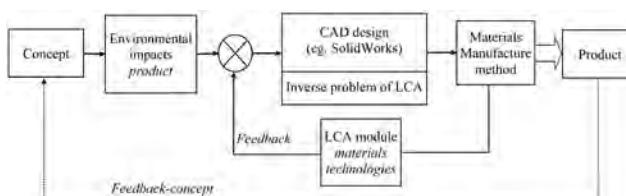


Fig. 8. Optimization using the LCA in eco-design

It is, in a way, a computation task for optimization, whose aim is to minimize the established measure of the difference between the expected and actual environmental impacts.

In this case after creating the first version of the design deviations in the feedback loop are determined. They constitute the input data for the inverse problem. It is a significant help for the designer, who consequently does not have to reach the final solution by method of trials in the subsequent iteration steps.

The activity of solving the inverse problem of LCA requires suitable computational tools. Although there are various computer programs supportive to the LCA analysis none of them indicate any options of solving the inverse problem. It is then a prospective concept, however taking into account the importance of eco-design it can be realized quite soon.

5. Development of eco-design tools.

Engineers designers have access to various tools supporting design (CAD). There are also numerous programs helping the performance of the LCA analyses [9]. An example of aided design is the engineer graphics program Solid Works [12] oriented on spatial design 3D.

Apart from the basic task, such as drawing particular elements and making assemblies the program has various ancillary modules (Fig. 9). Among others, there are modules for calculating the volume and mass of materials, for strength analyses, for analyzing and stimulating motion in the designed mechanisms and many others.

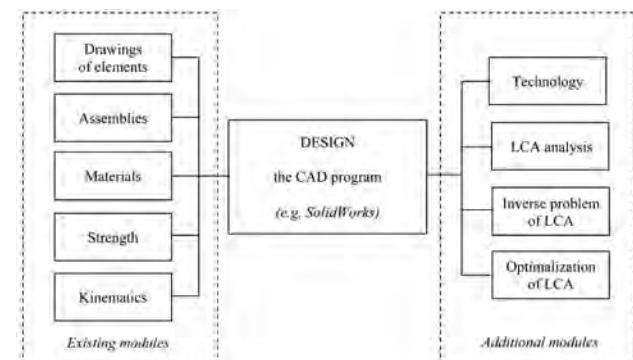


Fig. 9. Eco-design tools

The proposed method of aided design requires creating and providing a program with special additional modules. It is necessary to provide the module which could relate to the manufacture methods and analyze the accessible technologies. Other modules are linked to the LCA analysis: conducting the analysis, solving the inverse problem and performing optimization. The CAD program enriched in this way allows us to perform the eco-design tasks according to the concept presented in this paper.

6. Conclusions

It is a great challenge in our times to account for environmental aspects in all types of human activities, which is strongly emphasized in the EU policy. With regard to products of material nature these issues must be discussed as early as the design stage, so that they have innovative features in terms of ecology.

The LCA analysis provides evaluation of the eco-innovation level, in accordance with the ISO 14000 standards. However, in practice, this analysis is performed after the design process has been completed, which makes it necessary to repeat the design process when the evaluation grade is low. The conception presented here incorporates the LCA analysis into the design process, which can greatly assist reaching satisfactory results. The practical application of this kind of eco-design requires expanding the existing tools of the CAD class with modules based on the LCA analysis methodology.

References

- [1] Adamczyk. W., *Ekologia wyrobów. (Ecology of Products)*, PWE, Warszawa 2004.
- [2] Błażejowska-Rybaczewska M., Luściński S., *The Application of Life Cycle Assessment with GSI System Support, Innowacje w zarządzaniu i inżynierii produkcji*, pod red. R.Knosali, Oficyna Wydawnicza Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, Opole 2014, T. 1, s. 253-262.
- [3] Burchart-Korol D., *Ekoprojektowanie – holistyczne podejście do projektowania (Eco-design-holistic approach to design)*. Problemy Ekologii (Ecological Issues), vol.14 no. 3, maj-czerwiec 2010. http://yadda.icm.edu.pl/yadda/element/bwmeta1.element.baztech-article-BAR8-0005-0016/c/httpwww_bg_utp_edu_plartpe1-32010burchart.pdf.
- [4] Cempel C., *Teoria i inżynieria systemów. (Theory and Engineering of Systems)*, Wydawnictwo Naukowe Instytutu Technologii Eksplotacji –PIB, Radom 2008.
- [5] Kowalski Z., Kulczycka J., Góralczyk M., *Ekologiczna ocena cyklu życia procesów wytwarzających (LCA)(Ecological assessment of the life cycle of manufacture processes)*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2007.
- [6] Odum H., *Environmental Accounting, Energy and Decision Making*, John Wiley, New York 1996.
- [7] PN-EN 14040:2009, *Zarządzanie środowiskowe – Ocena cyklu życia – Zasady i struktura*, (Polish standard: Environmental management-LCA-Principles and Structure).
- [8] PN-EN 14044:2009, *Zarządzanie środowiskowe – Ocena cyklu życia – Wymagania i wytyczne*, (Polish standard: LCA-Requirements and Guidelines).
- [9] Wach A.K., *Metoda oceny cyklu życia (LCA) jako podstawa komputerowo-wspomaganej oceny wyrobu. (The method of LCA as a basis for computer-aided product evaluation)*, II Krajowa Konferencja Naukowo-Techniczna „Ekologia w elektronice”, (The 2nd National Conference of Science and Technology: „Ecology in Electronics”) Przemysłowy Instytut Elektroniki, Warszawa 2002. http://www.pie.edu.pl/eko_2002/pdf/C1_Riferat.pdf.
- [10] <http://pl.wikipedia.org/wiki/Redukcjonizm>
- [11] <http://pl.wikipedia.org/wiki/Holizm>
- [12] <http://pl.wikipedia.org/wiki/SolidWorks>

Bożena Kaczmarska
Wacław Gierulski

Projektowanie innowacyjnych wyrobów w aspekcie LCA

1. Wprowadzenie

W filozofii nauki przez wiele lat panował pogląd o nazwie redukcjonizm, zgodnie z którym dla poznania własności układu złożonego wystarczy znajomość własności jego części składowych [10]. Redukcjonizm jako koncepcja badawcza był wielokrotnie krytykowany i niemal w całości odrzucany, jednak stanowisko redukcjonistyczne, które postuluje badanie małych fragmentów, żeby w oparciu o nabycią wiedzę wyjaśniać

zachowanie bardziej złożonych układów było i jest jedną z najbardziej skutecznych metod poznanawczych w nauce. Przyjmuje się jednak, że otrzymywane w ten sposób wyniki stanowią jedynie podstawy do badania bardziej złożonych układów. Przeciwstawnym do redukcjonizmu poglądem w nauce jest holizm, zgodnie z którym wszystkie obserwowane zjawiska tworzą całościowe układy podlegające specyficzny prawidłowościom, których nie można określić na podstawie

znajomości własności części składowych. Pogląd ten wprowadzony w latach 20 XX wieku, stał się podstawą nowego podejścia do rozwiązywania problemów nazywanego podejściem systemowym i związanego z nim myślenia systemowego [11].

Myślenie systemowe, którego początki datuje się na lata 50 XX wieku, przyczyniło się do zmiany poglądu na sposób funkcjonowania człowieka w środowisku naturalnym. Pogląd bazujący na przekonaniu, że środowisko to część gospodarki, został zastąpiony poglądem, że gospodarka to część środowiska. Tak więc gospodarka i związana z nią działalność człowieka jest wewnątrz systemu tworzącego środowisko naturalne nazywanego ekosystemem i jest powodem wielu szkód w ujęciu globalnym, często przysłaniających lokalnymi sukcesami [4]. Szkody te odnoszone są do ekosystemu i mogą być identyfikowane w trzech dziedzinach [1]:

- szkody w zasobach nieodnawialnych,
- szkody pogarszające jakość ekosystemu,
- szkody dotyczące zdrowia ludzkiego.

Zasadniczym problemem było określenie miar i sposobu pomiaru wskazanych szkód, co jest czynnikiem koniecznym dla analizy ich wpływu na cały system. W przypadku zasobów nieodnawialnych proponowana była koncepcja energetycznego wartościowania, czyli przeliczanie strat do postaci energii [4, 6]. Trudniejszą sprawą było znalezienie miary dla dwóch pozostałych rodzajów szkód. Rozwiążaniem tego problemu pomiaru stały się szacunkowe metody określania szkód w całym cyklu życia produktu, przedstawione w międzynarodowych normach ISO serii 14000 [7, 8]. Stąd też wywodzi się metodyka LCA (*Life Cycle Assessment*) pozwalająca na ogólnioną ocenę oddziaływanego produktu na środowisko. Jest to także narzędzie dla projektantów pozwalające na poszukiwanie rozwiązań zmniejszających skalę tak rozumianych zagrożeń dla środowiska naturalnego. Działanie takie nazywane jest ekoprojektowaniem, zgodnie z którym ważnym wskaźnikiem innowacyjności produktu są jego aspekty środowiskowe [3].

2. Istota i cel analizy LCA

Analiza LCA obejmuje pełen cykl życia wyrobu, uwzględniając wszystkie związane z nim czynniki wpływające na środowisko naturalne [5]. Inaczej mówiąc analiza LCA bada relacje pomiędzy wyrobem a otaczającym go środowiskiem naturalnym. W przypadku wyrobów zmaterializowanych relacje te mają wskazać stopień obciążenia środowiska naturalnego w czterech obszarach: materiały, wytwarzanie, użytkowanie oraz likwidacja. Obciążenie środowiska następuje poprzez zużywanie nieodnawialnych zasobów, w tym energii lub wprowadzanie do środowiska czynników szkodliwych. Wyrob traktowany jest jako element ekosystemu, więc analiza musi uwzględniać nawet bardzo odległe związane z wyrobem elementy systemu.

Materiały – obciążenie środowiska w całym cyklu produkcji materiałów z uwzględnieniem zużywanych zasobów materialnych i powstających odpadów, energii oraz wprowadzanych do środowiska szkodliwych substancji.

Wytwarzanie – obciążenie środowiska z uwzględnieniem wykorzystywanych maszyn i urządzeń, energii, powstających odpadów oraz wprowadzanych do środowiska szkodliwych substancji.

Eksplotacja – obciążenie środowiska z uwzględnieniem pobieranej energii, materiałów eksplotacyjnych oraz wprowadzanych do środowiska szkodliwych substancji.

Likwidacja – obciążenie środowiska z uwzględnieniem energii pobieranej w procesie likwidacji, odzysku materiałów w wyniku recyklingu oraz wprowadzanych do środowiska szkodliwych substancji.

Wyznaczenie w jaki sposób wyrob obciąża środowisko naturalne jest bardzo złożonym zadaniem, szczególnie ze względu na konieczność uwzględniania zgodnego z podejściem systemowym pełnego cyklu życia wyrobu. Przykładowo dla wyrobu jakim jest wykonany ze stali wał korbowy w silniku samochodowym, obciążenie środowiska naturalnego w czterech wskazanych obszarach w dużym uproszczeniu wygląda następująco:

Materiały – wytworzenie stali od początku procesu, czyli wydobycie rudy żelaza, wytop w wielkim piecu, przeróbka otrzymanej surówki na stal, przeróbka plastyczna stali do postaci odpowiedniej do wykorzystania w produkcji wyrobów. Ponadto koks i topniki do technologii wielkopiecowej, gaz ziemny, tlen i dodatki stopowe potrzebne w procesie stalowniczym. Odpady w postaci żużlu i wody chłodzącej, oraz pyły i substancje lotne zanieczyszczające środowisko.

Wytwarzanie – wytworzenie urządzeń do kucia, obróbki skrawaniem wału i obróbki cieplnej wału. Energia zużyta w procesie wytwarzania do nagrzewania oraz napędu maszyn, woda do chłodzenia w procesie hartowania, odpady w postaci wiórów po obróbce skrawaniem.

Eksplotacja – energia do napędu silnika (np. benzyna), którego elementem jest wał korbowy, olej smarujący współpracujące powierzchnie.

Likwidacja – narzędzia i energia wydatkowana podczas demontażu silnika i wyjęcia wału, urządzenia i energii w procesie recyklingu. Efektem recyklingu jest stal nadająca się do ponownego wykorzystania.

Szacowanie obciążenia środowiska naturalnego z uwzględnieniem wskazanych elementów jest niezwykle złożonym zagadnieniem. Problem ten został jednak rozwiązyany przez utworzenie i stosowanie specjalistycznych programów komputerowych wspomagających przeprowadzenie analizy LCA.

3. LCA w procesie projektowania inżynierskiego

Wynikające z redukcjonizmu podejście do projektowania zakładało, że zainteresowanie inżyniera projektanta wyrobem kończy się na etapie użytkowania, co w języku technicznym nazywane jest eksploatacją. Klient będący użytkownikiem wyrobu otrzymywał instrukcję obsługi, w której nie było informacji o jego dalszych losach. Tak samo projektant nie zastanawiał się nad losami wyrobu po okresie użytkowania.

Podejście systemowe wymusiło na inżynierach projektantach przewidywanie losu wyrobu po okresie eksploatacji. Sprawa ta stała się tak samo ważna, jak sam proces użytkowania. Konstrukcja wyrobu powinna umożliwiać jego łatwą likwidację połączoną z recyklingiem, dzięki czemu znaczna część materiałów może być powtórnie wykorzystywana. Takie podejście uwzględnia wpływ wyrobu na środowisko, ale jedynie z punktu widzenia jego losów po okresie użytkowania. Przewidywany recykling sprawia, że dzięki odzyskiwanym materiałom tylko wybrane elementy wyrobu lokowana jest na wysypisku śmieci.

Wprowadzone normy ISO serii 14000 wymusły na projektantach ocenę wpływu wyrobu na środowisko [2]. Powstało wiele programów wspomagających analizę LCA, jednak jej wynikiem jest tylko informacja o tym, jakie wyrob powoduje szkody w środowisku naturalnym. Analiza LCA przeprowadzana jest w trybie „as posteriori”, czyli dla wyrobu wprowadzonego na rynek i ma głównie znaczenie marketingowe. Wyniki tej analizy nie wpływają na proces projektowania, mogą jedynie spowodować wycofanie produktu z rynku lub jego modyfikację.

Brak natomiast mechanizmów ingerujących w proces projektowania, tak aby już na tym etapie traktować wyrob jako część systemu, określać powodowane przez niego obciążenie środowiska naturalnego i podejmować działania żeby je zmniejszyć.

4. Ekoprojektowanie inżynierskie

Pewną propozycją rozwiązania przedstawionego problemu ekoprojektowania jest włączenie analizy LCA

w proces projektowania na możliwie wczesnym etapie, tak żeby jej wyniki na bieżąco wpływały na decyzje projektanta. Według proponowanej koncepcji analizę LCA należy podzielić na dwie części i wykonywać oddzielnie dla dwóch faz. Jedna z nich obejmie określenie obciążenia środowiska w obszarach związanych z wyprodukowaniem wyrobu, czyli materiału i proces wytwarzania. Natomiast druga faza analizy obejmuje użytkowanie i likwidację. Faza pierwsza analizy daje informację dla projektantów, w wyniku której może być dokonywana modyfikacja projektu zapewniająca mniejsze obciążenie środowiska naturalnego.

Ta uproszczona analiza dotycząca tylko materiałów i procesu wytwarzania może być wykonywana mniejszym nakładem pracy, a więc szybciej. Pozwala to w kolejnych iteracjach uzyskiwać wyrób o lepszych właściwościach dotyczących obciążenia środowiska naturalnego, co jest wyznacznikiem ekoinnowacyjności.

Taki sposób działania wprowadza w proces projektowania pętlę sprzężenia zwrotnego i umożliwia dochodzenie do pożądanego wyniku w procedurze iteracyjnej. W wyniku procesu projektowania określone są materiały zaplanowane do wykonania wyrobu oraz sposób wytwarzania i związane z nim technologie. Dla tych danych wykonywana jest analiza LCA wskazując obciążenie środowiska naturalnego. Dane te porównywane są z przyjętym, jako dopuszczalne, obciążenie środowiska i w przypadku zbyt dużej różnicy następuje korekta projektu w kolejnym kroku iteracyjnym. Jeżeli w wyniku zmian wprowadzanych w kolejnych krokach iteracyjnych procesu projektowania nie zostaną osiągnięte zadowalające wyniki powinna nastąpić modyfikacja koncepcji wyrobu w ramach drugiej pętli sprzężenia zwrotnego. Przy zmianie koncepcji wyrobu wykorzystywana jest wiedza uzyskana w kolejnych iteracjach procesu projektowania, tak aby zwiększyć szanse uzyskania pożądanego wyniku. Zmiana koncepcji powinna uwzględniać także drugą fazę analizy LCA dotyczącą użytkowania i likwidacji wyrobu.

Docelowym rozwiązaniem w systemie ekoprojektowania zgodnie z proponowaną koncepcją jest zastosowanie modułu umożliwiającego rozwiązanie zadania odwrotnego LCA. Rozwiązywanie zadania odwrotnego rozumiane jest tutaj, jako wyznaczenie modyfikacji dotyczących materiałów i sposobów wytwarzania, tak aby obciążenie środowiska było równe obciążeniu oczekiwanej. Jest to pewnego rodzaju obliczeniowe zadanie optymalizacji, w którym celem jest minimalizacja ustalonej miary różnicy pomiędzy oczekiwany a rzeczywistym obciążeniem środowis-

ska naturalnego. W takim przypadku po wykonaniu pierwszej wersji projektu w pętli sprzężenia zwrotnego wyznaczane są odchyłki stanowiące dane wejściowe dla zadania odwrotnego. Zadanie odwrotne, jako wyniki, przedstawia propozycję zmian, które wprowadzane są w drugiej wersji projektu. Jest to znacząca pomoc dla projektanta, który w takim przypadku nie musi dochodzić do końcowego wyniku metodą prób realizowanych w kolejnych krokach iteracyjnych.

Rozwiązywanie zadania odwrotnego LCA wymaga posiadania odpowiednich narzędzi obliczeniowych. Mimo istnienia wielu programów komputerowych wspomagających analizę LCA w żadnym z nich nie wskazano opcji rozwiązywania zadania odwrotnego. Jest to więc koncepcja przyszłościowa, jednak uwzględniając wagę ekoprojektowania prawdopodobnie dość szybko może być zrealizowana.

5. Rozwój narzędzi ekoprojektowania

Inżynierowie projektanci mają wiele narzędzi wspomagających projektowanie (CAD), istnieje także wiele programów wspomagających wykonywanie analiz LCA [9]. Przykładem wspomagania projektowania może być inżynierski program graficzny SolidWorks [12] nastawiony na projektowanie przestrzenne 3D. Program ten oprócz podstawowych zadań jakimi jest wykonywanie rysunków poszczególnych elementów i tworzenie złożień posiada wiele modułów pomocniczych. Są to między innymi moduły do obliczania objętości i masy materiału, do analiz wytrzymałościowych, do analizy i symulacji ruchu w projektowanych mechanizmach i wiele innych.

Proponowana metoda wspomagania projektowania wymaga utworzenia i dołączenia do programu kilku dodatkowych modułów specjalnych. Konieczny jest moduł dotyczący sposobów wytwarzania, analizujący dostępne technologie. Kolejne moduły związane są z analizą LCA: wykonywanie analizy, rozwiązywanie zadania odwrotnego i przeprowadzania optymalizacji. Tak wzbogacony program CAD pozwoli realizować zadania ekoprojektowania według przedstawionej koncepcji.

6. Podsumowanie

Uwzględnianie aspektów środowiskowych we wszelkiej działalności człowieka jest wielkim wyzwaniem naszych czasów, co jest bardzo mocno akcentowane w polityce Unii Europejskiej. W odniesieniu do wyrobów mających postać materialną zagadnienia te muszą być rozpatrywane już na etapie projektowania, tak aby miały one innowacyjne cechy z punktu widzenia ekologii. Ocenę poziomu ekoinnowacyjności, zgodnie z przedstawionymi w normach serii ISO 14000 standardami, daje analiza LCA. Jednak w praktyce analiza ta jest wykonywana po zakończeniu procesu projektowania, co powoduje, że przy niskiej ocenie należy powtarzać proces projektowania. Przedstawiona koncepcja włącza analizę LCA w proces projektowania, co może znacznie wspomagać dochodzenie do zadowalających wyników. Praktyczne stosowanie tego rodzaju ekoprojektowania wymaga rozbudowy istniejących narzędzi klasy CAD o moduły oparte na metodyce analizy LCA.

MARIA NOWAK (Font size 10 pt Times New Roman)
Kielce University of Technology
e-mail: mmmm@tu.kielce.pl

HOW TO PREPARE THE MANUSCRIPT (Font size 14 pt Times New Roman)

Abstract

The abstract should not exceed 10 lines. It should provide information about the objectives of the work, methods used and test results obtained in the course of the experiments/analyses.
(Font size 10 pt Times New Roman Italic)

Keywords: phrases, words (Font size 10 pt Times New Roman)

1. Introduction

The introduction should present the background of the work (font size 11 pt Times New Roman).

2. Main text

2.1. General information

The paper volume should not exceed 8 pages of A4 size with font size of 11 pt (Times New Roman). The number in square brackets [1] should be used for quotations. The paper should be sent by email to sae@tu.kielce.pl. The papers in the journal are reviewed.

2.2. Figures

Figures (in black and white or colour) should be of good quality and numbered with the sequence of their appearance in the text. They should be centered and have a caption of 10 pt size. High resolution files *.JPG, *.WMF, *.CDR, *.TIFF, *.EPS, *.BMP files should be used and inserted into the text as well as sent as separate files. 10 pt spacing should be left between the figure and the text.

2.3. Tables

Tables should be centered. Titles should be placed above the tables and written with font size of 10 pt (Times New Roman). The same applies to the text in the table (see example below).

Table 1. Title of the table.

No	table	table	table
1	table	table	table
2	table	table	table
3	table	table	table

2.4. Equations

Equations and formulas should be centered and numbered in brackets. 11 pt spacing should be left between the equation and the text above and below it.

3. Conclusions

References (arranged in the citing order):

- [1] Nowak M.: *Modelowanie konstrukcyjne (Structural modelling)*. Postępy Technologiczne 10 (2000), pp. 30-34.
- [2] Zarylski R.: *Pomiary dynamiczne (Dynamic measurements)*. WNT, Warszawa 1971.

(Font size 10 pt Times New Roman)

Maria Nowak

Tytuł w języku polskim

1. Wprowadzenie

2. Tekst artykułu

Tekst w języku polskim ma odpowiadać swoim układem wersji angielskiej, może być skrócony. Nie powinien zawierać tabel, rysunków, wzorów, a jedynie odniesienie do tych, które znajdują się w wersji angielskiej. Objętość artykułu nie powinna przekraczać 8 stron czcionką 11 (Times New Roman). Bibliografię należy umieszczać w nawiasie kwadratowym [1] i numerować w kolejności alfabetycznej. Artykuły należy przesyłać na adres sae@tu.kielce.pl. Artykuły są recenzowane.

3. Wnioski

THE REVIEW PROCESS

The following requirements need to be met by the paper:

- the title should reflect the content of the paper
- the content should be within the thematic scope of the journal
- the paper should be properly and clearly divided into paragraphs
- original elements need to be part of the paper
- the research method should be properly selected
- adequate references need to be cited
- interpretation and conclusions should match the presented test results
- the paper should not contain parts indicating commercial use

