

PHYSICS *for* ECONOMY

Vol. 4, 2021

Issued with the consent of the Rector

Editor in Chief
Publishing House of Rzeszow University of Technology
Lesław GNIEWEK

**Composition of the Scientific Papers Council
of the Faculty of Mathematics and Applied Physics
of Rzeszow University of Technology**

„Physics for Economy”

Tomasz WIĘCEK – chairman (Poland)

Dorota JAKUBCZYK – editorial assistant (Poland)

Editor in Chief

Tomasz WIĘCEK (Poland)

Editorial Committee (Thematic editors)

Henryka CZYŻ (Poland)

Vitalii DUGAEV (Poland)

Czesław JASIUKIEWICZ (Poland)

Statistical editor

Andrzej WASILEWSKI (Poland)

Members of editorial staff

Michał INGLOT (Poland), Ryszard STAGRACZYŃSKI (Poland)

Gaweł ŻYŁA (Poland)

Project of the cover

Bożena ŚWIDER

The printed version of the Journal is an original version.

p-ISSN 2544-7742

e-ISSN 2544-7750

Publisher: Publishing House of Rzeszow University of Technology
Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail: annaj@prz.edu.pl)
<http://oficyna.prz.edu.pl>

Editorial Office: Rzeszow University of Technology, The Faculty of Mathematics and Applied Physics,
Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów (e-mail: phyeco@prz.edu.pl)
Additional information and an imprint – p. 85

TABLE OF CONTENTS

Agnieszka Edyta CIENKA, Barbara CIECIŃSKA: Optimization of laser cutting conditions of polypropylene and polypropylene with talc	5
Agnieszka Edyta CIENKA, Barbara CIECIŃSKA: Optymalizacja warunków przecinania laserowego polipropylenu i polipropylenu z dodatkiem talku	17
Agnieszka JĘDRUSIK, Zenon OPIEKUN, Magdalena LENIK: Thermal efficiency of the Trudisk 4002	29
Agnieszka JĘDRUSIK, Zenon OPIEKUN, Magdalena LENIK: Sprawność cieplna lasera Trudisk 4002	35
Aleksander MAZURKOW, Adam KALINA: Static properties of plain journal bearing	41
Aleksander MAZURKOW, Adam KALINA: Właściwości statyczne poprzecznego łożyska ślizgowego	53
Jarosław PSZCZOŁA, Tomasz CETNAR: Measurements of huge magnetostriction of the heavy rare earth – iron intermetallics	65
Jarosław PSZCZOŁA, Tomasz CETNAR: Pomiary ogromnej magnetystrykcji związków międzymetalicznych ciężka ziemia rzadka – żelazo	75

Agnieszka Edyta CIENKA¹
Barbara CIECIŃSKA²

OPTIMIZATION OF LASER CUTTING CONDITIONS OF POLYPROPYLENE AND POLYPROPYLENE WITH TALC

Laser cutting of materials requires the execution of processing tests and the selection of the most favourable variant from the point of view of the adopted criteria of process quality assessment. This paper presents the example of a preparatory process, which shows that cutting polypropylene and polypropylene with 5 mm thick talc is not an easy process of material handling. A CO₂ laser was used and by varying the utilized power from the laser and the beam speed relative to the material, cuts of varying quality were obtained. Criteria were also proposed for the selection of the best processing variant. It was concluded that the addition of talc to polypropylene can be a factor facilitating laser cutting of this material.

Keywords: laser, material cutting, plastics, polypropylene

1. INTRODUCTION

Plastics (polymers) are a group of ubiquitous construction materials and often used by manufacturers. Their widespread use is determined by their properties, in particular their low density (usually less than 2 g/cm³), chemical resistance, flammability, moisture absorption, and lack of electrical conductivity. The properties of a given polymer depend on its structure, thus it is possible to find a plastic that is resistant to acids, for example, as well as the one that is not. Despite a number of advantages, plastics are characterized by low creep resistance, significant thermal expansion, and low resistance to UV radiation [5, 19].

Although the characteristics listed above with regard to disadvantages preclude the use of plastics in many situations, they find many areas where they can be applied successfully.

In order to allow the usage of polymeric plastics in various applications, a variety of additive ingredients are used, introduced intentionally altering the properties of the materials [4]. These ingredients can be divided into two groups: the first consists of fillers and reinforcing carriers, the second consists of auxiliary

¹ M. Eng. Agnieszka Edyta Cienka, FIBRAIN Sp. z o.o., Zaczernie, Polska

² PhD, Eng. Barbara Ciecńska, Rzeszów University of Technology, Rzeszów, Polska

agents, i.e. stabilisers, plasticisers, impact modifiers, colouring additives, flame retardants, anti-electrostatic agents, lubricants and others [17].

Fillers and reinforcing compounds are most often added to the polymer to reduce material cost, reduce shrinkage occurring in the injection molding process, modify hardness, impact strength, bending strength and compression strength [18]. The fillers can be natural (wood flour, flax fibre, cellulose fibres), inorganic (chalk, kaolin, quartz, talc, mica, silica), and synthetic (glass fibre, carbon fibres, graphite fibres, glass beads) [6, 18]. They occur in various forms: as powder fillers – spheres, flakes, short chopped fibres, and as fibrous fillers, in the form of long fibres, strands, and sheets (such fillers are used in the manufacture of laminates) [18].

Plastics are subject to varying degrees of degradation. It can occur due to factors such as radiation, living organisms, presence of metals, O₂, CO, NO₂, NH₃, SO₂, H₂O₂ molecules; stress, temperature, and water [14]. Various auxiliary additives are used to modify the properties of polymers. One method of improving the resistance to the aforementioned factors is to add stabilizers to the polymer. Due to the fact that stabilizers can affect the final properties of the polymer in different ways, and their mixtures are frequently used in synergy [8]. The stabilizers include UV absorbers, screening stabilizers (to reduce the permeability of radiation in a filter-like manner), free radical deactivators, antioxidants, thermal stabilizers (to prevent the release of, e.g. hydrogen chloride or bromine, which accelerate the degradation process).

Additional substances changing mechanical properties are also classified as auxiliary agents. These are, e.g. plasticizers, whose presence, e.g. influences the reduction of brittleness and glass transition temperature, hardness, tensile strength, and impact modifiers which increase the impact resistance of plastics [3, 16, 18]. The addition of other extra materials facilitates to obtain specific operating conditions of the plastic components:

- colorants and pigments provide the desired colour; colorants retain transparency of the polymer and are added in the amount of 2÷4 weight %, whereas pigments provide opaque colour and are added in the amount of 0.4÷1.2 weight % [4]. The added chemical compounds do not change electrical and mechanical properties of the polymer and they are UV resistant, nontoxic and water resistant, they do not change colour under the influence of temperature [18];
- flame retardants – due to the flammability of polymers, added to delay, prevent or reduce flammability, influencing the combustion process chemically and/or physically. [13];
- lubricants – added to improve the processing, to give gloss, smoothness, to reduce adhesion to mould walls, to reduce internal friction, to protect against overheating and thermal decomposition during extrusion or injection [4, 12, 18];

- anti-electrostatic agents – added to reduce, e.g. fire hazard, sedimentation of pollutants on the plastic surface, harmful effects on living organisms caused by static electricity [1, 20];
- fillers and reinforcing carriers – included in the composition of plastic due to the need to reduce manufacturing costs, shrinkage reduction during injection moulding, modification of hardness, impact strength, bending and compression strength, heat resistance, etc. [18].

2. LASER CUTTING OF PLASTICS

There are many ways of shaping plastic products in manufacturing processes. These may include pre-processing such as mixing, drying, grinding, forming of semifinished products, basic processing, called forming, and postprocessing [4, 19].

Secondary processing includes technological operations aimed at shaping a finished product from a previously prepared semi-finished product. There are joining techniques - welding, gluing, machining techniques - turning, cutting, drilling, and others. For the processing of plastics, blasting techniques and laser treatment are also used [9, 11].

Laser is characterised by its unique properties. Laser devices generate electromagnetic radiation in the wavelength range from infrared, through visible light to ultraviolet, or even to X-rays.

The radiation beam is monochromatic, directed, temporally and spatially coherent and enables high power density [7, 10]. From a technological point of view, it is a non-wearing, non-contacting, easily controllable tool that can be automated and robotised. Due to the falling cost of purchase and their maintenance, lasers have become common in the manufacture of various products, including plastic products.

Laser cutting of plastics can be carried out by melting and blowing the liquid material, by evaporation (ablation) or by chemical degradation [15].

Melting and blowing cutting is common for thermoplastics. Molten plastic is blown away by a gas stream, which aims to prevent oxidation or combustion [9]. As a result of the beam's action, a crack of a certain width is formed, varying according to the type of the material and its thickness. During ablative cutting, the material changes from solid to gaseous state and it evaporates. During processing, gas is also used to remove vapours from the processing area and to stop the solidification and condensation of the material [9]. Chemical degradation cutting, on the other hand, is used in most cases to process thermoset plastics; material separation occurs as a result of plastic disintegration under the influence of radiation beam. The processing is accompanied by the formation of smoke and soot layer around the edges [15]. Different lasers are used to cut plastics: molecular laser CO₂, solid-state Nd:YAG, depending on the method.

From the point of view of processing effects, technical parameters are important - the width of input and output slots, parallelism of the cutting surface (expressed by the angle of the cutting surface in relation to the normal to the material plane), extent of the heat affected zone. With their help it is possible to assess the quality of laser cutting [15].

3. COMPARATIVE ANALYSIS OF THE EFFECTS OF LASER CUTTING ON SELECTED PLASTICS

Due to the variety of chemical substances added to plastics and their specific influence on properties, experimental studies have been carried out to determine their influence also on the laser cutting process. Polypropylene and polypropylene with 30% addition of talc were chosen for the tests.

In the cutting tests, a CO₂ laser with a power of 70W and a wavelength of 10.6 μm was used. The device has a focusing lens with 20 mm diameter and a focal length of 101.6 mm, and the laser beam is approximately 0.3 mm wide. The controlled parameters were the laser power and the speed of the beam movement in relation to the material surface. The position of the collimation focus was established inside the material and it was a constant value [2].

4. CHARACTERISTICS OF THE CHOSEN MATERIAL

Polypropylene is a thermoplastic transparent material with good impact strength, significant tensile strength, high hardness and rigidity. It is resistant to water, acids, alcohols, solvents and salt solutions. The addition of chemically neutral talc to a medium degree improves compressive strength, increases the modulus of elasticity, reduces thermal expansion, reduces processing shrinkage, increases thermal conductivity, increases electrical resistance, abrasion resistance and rigidity. It does not change the chemical resistance of the material, while it affects the reduction of product manufacture costs [18]. Plates of 5 mm thickness in both variants were used in the study.

5. EXPERIMENTAL STUDIES AND RESULTS

To determine the technological parameters of CO₂ laser cutting of polypropylene, pre-cuts were performed. They allowed to choose the range of beam speed in relation to the material and to determine the appropriate laser power, while the cut quality was the criterion for the selection of technological parameters. Laser plotter used in the experiment and the possibility to control it by defining lines and their respective laser operating parameters in the RDWorksV8 programme are shown in Fig. 1.

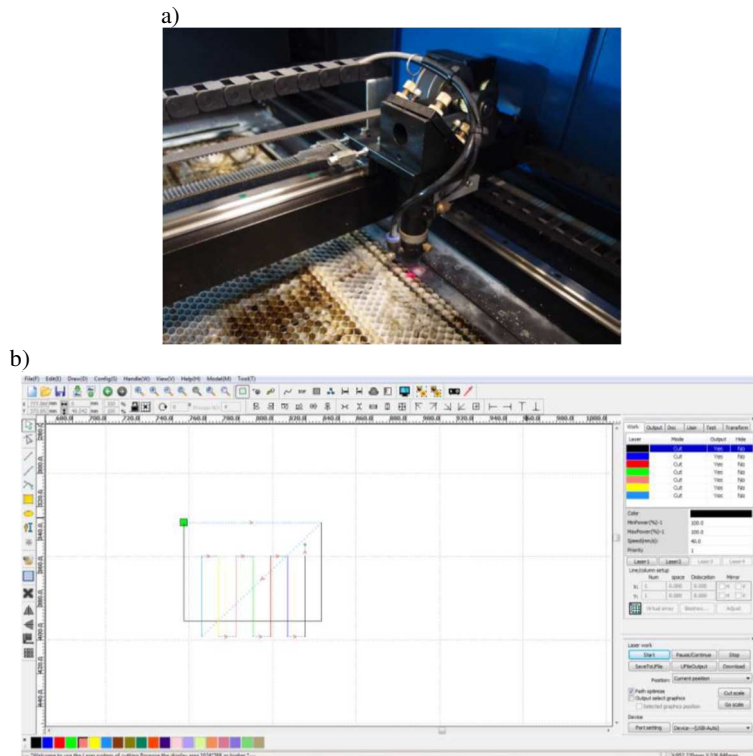


Fig. 1. CO₂ laser plotter (a) and cutting programming (b)

The following criteria were taken into account to assess the cutting area:

- separation of the material throughout the thickness (the achievement of the machining aim),
- obtaining of the narrowest gap, meaning minimal machining overheads and material saving,
- parallelism of the cut edges (maintaining accuracy and dimensional tolerances for both plate planes),
- lack of beading and scorching, classified as product defects (due to the necessity of additional processing and, in case of its absence, the impossibility of achieving accuracy and desired appearance; loss of aesthetic features).

The examples of cuts considered defective in the presented experiment are shown in Fig. 2.

To determine the best processing variant, the position of cutting was observed. Fig. 3÷5 shows the effects of cutting.

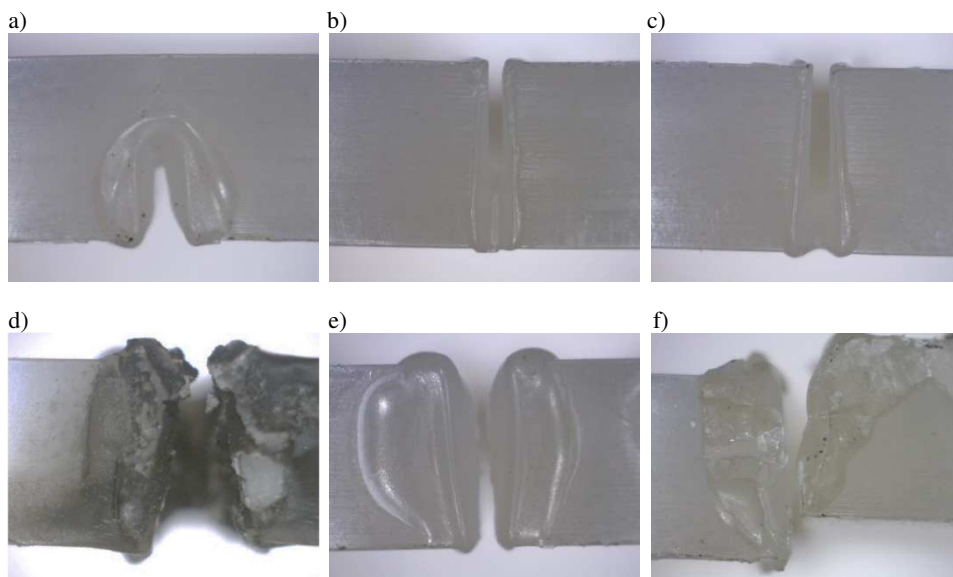


Fig. 2. Various cuts classified as defective: a) incomplete, b) resealed, c) with uneven edges, d) scorched, e) with excessive protrusion, f) distorted

Table 1. Processing options and joint widths (in *mm*)

Laser power, W	Speed, mm/s	20	25	30	35	40	45	50	55	60
35	PP	*	0,5	0,5	*	0,45	*	0,45	0,45	0,6
	PP+30% talc	0,4	*	*	0,2	0,25	*	0,5	0,5	0,45
Laser power, W	Speed, mm/s	1	2	3	4	6	8	10	15	20
ap-prox. 52	PP	*	*	0,5	0,5	0,45	*	*	*	*
	PP+30% talc	*	0,45	0,45	0,4	0,3	*	*	*	*
ap-prox. 70	PP	*	*	*	*	0,4	0,35	*	*	*
	PP+30% talc	*	0,45	0,45	0,4	0,35	*	*	*	*
* no intersection Grey box - best option for aesthetic reasons Values in bold - narrowest gap										

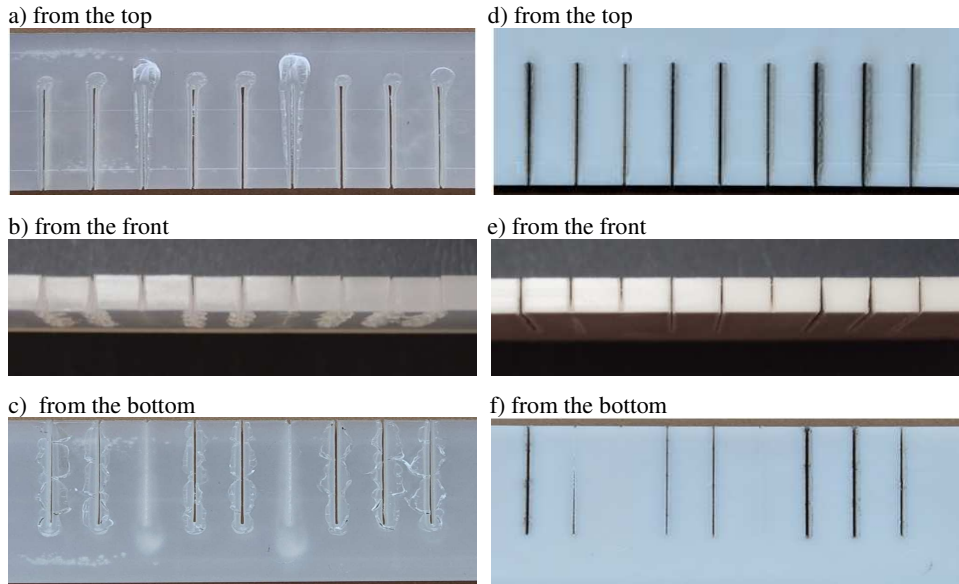


Fig. 3. Polypropylene (a-c) and polypropylene with talc (d-f) cut at speeds (from the left): 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55, 60 mm/s at laser power of 35W

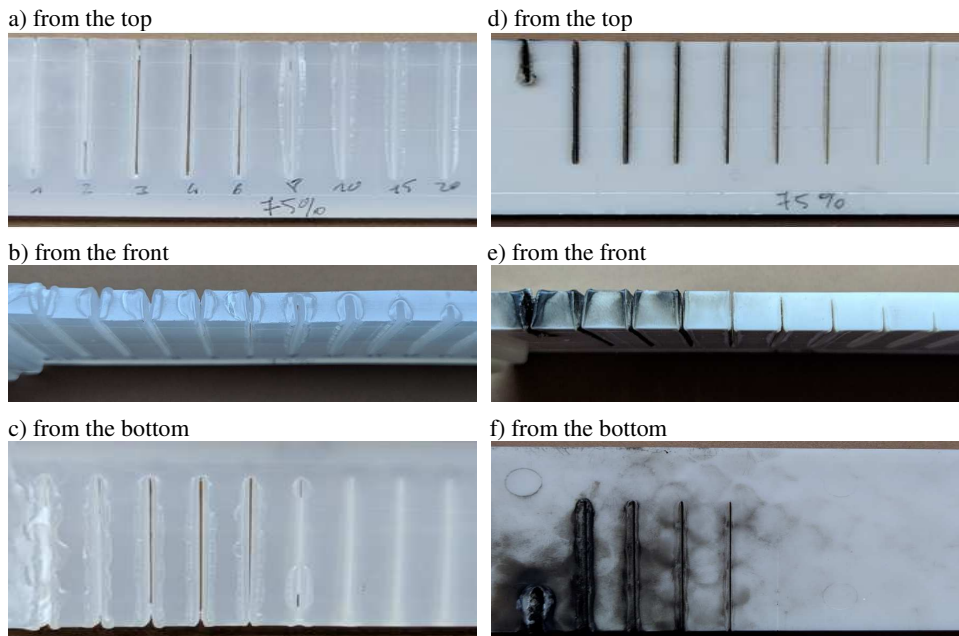


Fig. 4. Polypropylene (a-c) and polypropylene with talc (d-f) cut at speeds (from the left): 1, 2, 3, 4, 6, 8, 10, 15 and 20 mm/s at laser power of approx. 52W

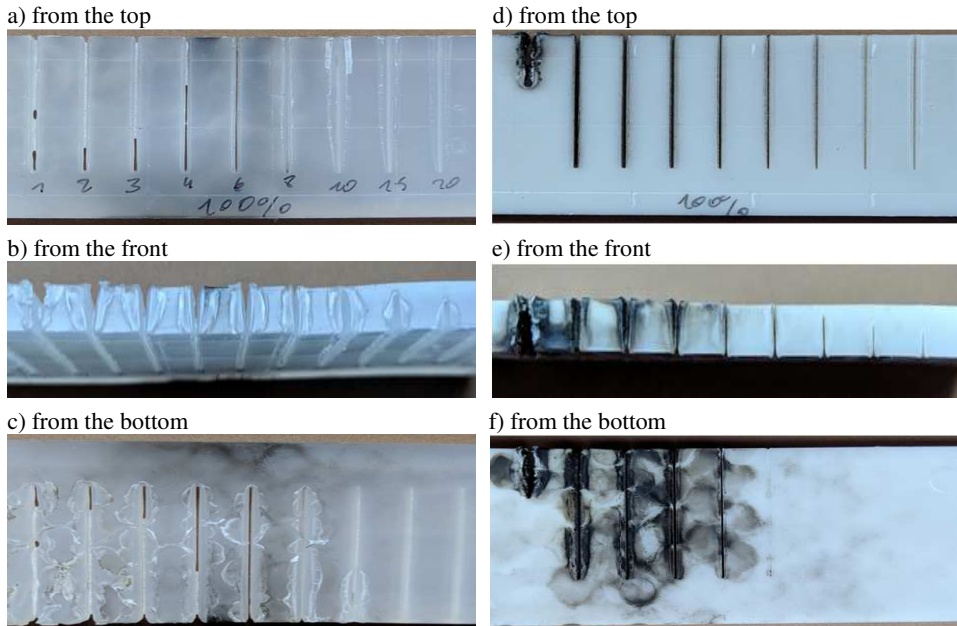


Fig. 5. Polypropylene (a-c) and polypropylene with talc (d-f) cut at speeds (from left): 1, 2, 3, 4, 6, 8, 10, 15 and 20 mm/s at laser power of approx. 70W

The cutting operation was carried out at three laser power values: 35W, approx. 52W and approx. 70W (which gives the laser power of 50%, 75% and 99%, respectively), successively cutting the material at different speeds. As a result of the different beam exposure conditions, the cutting gap either did not form or varied in width. The gap size in *mm* was determined by measuring it with a gap gauge. The treatment variants and the results obtained are shown in Table 1.

It was found that the narrowest gaps were obtained in the cases:

- for polypropylene: 35W power and speeds: 40, 50 and 55 mm/s, approx. 52W power and speeds of 6 mm/s, approx. 70W power and 8 mm/s;
- for polypropylene with talc: 35W power and speed of 35 mm/s, approx. 52W and approx. 70W power, speed of 6 mm/s in both cases.

The slits considered the narrowest in most cases were also the best for aesthetic reasons, except for laser treatment of polypropylene at approx. 52W power and approx. 70W power. Choosing the most aesthetic slit is associated with obtaining a slightly wider slit gap (by 0.05 mm in both cases).

Processing with other parameters also showed a deterioration in quality according to other criteria: in many cases the material was not separated, the edges of the cracks with larger widths were generally not parallel, and in the case of polypropylene with talc additive, surface carburisation could not be avoided, but this proved to be easily removed when processing with the optimal (preselected) parameters.

6. CONCLUSIONS

Based on the analysis of the results, it can be concluded that it may be justified to carry out preliminary tests of the planned machining process for laser processing of plastics. In the investigated cutting operation with the laser of the lowest power (35W - 50%), no unambiguous relation between the beam speed and the optimum gap width can be indicated. In addition, many of the assumed variants are inefficient (the material was not separated).

By increasing the power and at the same time reducing the beam travel speed relative to the material, and thus extending the time for the concentrated energy beam on the material, better results can be obtained. Both for the power of approx. 52W (75%) and approx. 70W (99%), a range of effective speeds can be indicated. It is therefore already possible to think of a CO₂ laser for cutting 5 mm thick plastic in production conditions.

A dilemma may arise during the selection of the best variant: whether to choose a variant giving the narrowest gap or the smoothest edge. A difference of 0.05 mm may be irrelevant to ensure economic accuracy (a familiar concept in machine technology). The manufacturer may decide to take a slightly larger allowance for chiselling, but will receive an aesthetically pleasing product that does not require finishing. This was the case when cutting polypropylene, when using a laser of approx. 52 W power and 4 mm/s (not 6 mm/s) and of approx. 70 W and 6 mm/s (not 8 mm/s), the aesthetically pleasing edges were obtained. The criterion of aesthetics was not the same as the criterion of saving the use of the material.

Another important finding of the result analysis is that talc is a beneficial additive to polypropylene also for laser processing. For this material variant, a wider range of effective cutting speeds was obtained, and a logical dependence of the slit width on this speed is also apparent – the lower the speed, the wider the slit. This may be influenced by the properties obtained after the addition of talc, which had the effect of reducing expansion and increasing thermal conductivity. Thus, changes in the form of the material during laser processing could be more predictable.

In conclusion, it can be said that the processing of the selected 5 mm thick material is not as easy as one might expect. It is justifiable to carry out preliminary tests on the material before starting the actual manufacture, to adapt the laser in possession, or to purchase a new one, taking into account the observations and after choosing the criteria that determine the processing parameters.

Acknowledgement: The authors would like to thank Dr Leszek Pyziak of the Department of Applied Optics, Faculty of Mathematics and Applied Physics, Rzeszów University of Technology, for technical assistance in sample preparation.

BIBLIOGRAPHY

- [1] Bortel K., *Środki pomocnicze stosowane w przetwórstwie tworzyw polimerowych. Cz.2. Przetwórstwo Tworzyw 6*, 2008.
- [2] Cienka A. E.: *Analiza porównawcza efektów cięcia laserowego tworzyw sztucznych z wybranymi dodatkami*. Praca inżynierska, ORPD, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów 2020
- [3] Gruin I., *Materiały polimerowe*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2003.
- [4] Heneczowski M., Oleksy M., *Technologia przetwórstwa tworzyw sztucznych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 2014.
- [5] Hyla I., *Tworzywa sztuczne: własności, przetwórstwo, zastosowanie*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2000.
- [6] Klepka T. (red.), *Nowoczesne materiały polimerowe i ich przetwórstwo. Część 1*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2014
- [7] Kujawski A., Szczepański P., *Lasery. Podstawy fizyczne*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1999.
- [8] Latos M., Masek A., Zaborski M., *Fotodegradacja materiałów polimerowych. Przetwórstwo Tworzyw 4*, 2017.
- [9] Oczóś K., *Kształtowanie materiałów skoncentrowanymi strumieniami energii*. Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 1988.
- [10] Owczarek G., Wolska A., *Aspekty bezpieczeństwa przy obsłudze urządzeń laserowych*. Bezpieczeństwo Pracy, 11/2008, ss. 2-5
- [11] Pająk E., *Obróbka ubytkowa. Technologia obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej oraz systemów mikroelektromechanicznych*. PWSZ w Koninie, Konin, 2016.
- [12] Rabek J. F., *Współczesna wiedza o polimerach. T.2, Polimery naturalne i syntetyczne, otrzymywanie i zastosowanie*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2017.
- [13] Riegert D., *Sposoby modyfikowania właściwości palnych tworzyw sztucznych*. BiTP Vol. 30 Issue 2, 2013.
- [14] Rojek M., *Metodologia badań diagnostycznych warstwowych materiałów kompozytowych o osnowie polimerowej*. Open Access Library, Volume 2, 2011.
- [15] Rytlewski P., *Studium laserowego i plazmowego modyfikowania warstwy wierzchniej materiałów polimerowych*. Wydawnictwo Uniwersytetu Kazimierza Wielkiego, Bydgoszcz, 2015.
- [16] Saechtling H., *Tworzywa sztuczne: poradnik*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2007.
- [17] Sasimowski E. (red.), *Przetwórstwo tworzyw polimerowych: aspekty technologiczne i nowe trendy. Część 1*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2015.
- [18] Szlezyngier W., Brzozowski Z. K., *Tworzywa sztuczne: chemia, technologia wytwarzania właściwości, przetwórstwo, zastosowanie. T.3, Środki pomocnicze i specjalne zastosowanie polimerów*. Wydawnictwo Oświatowe FOSZE, Rzeszów, 2012.

- [19] Wilczyński K. (red.), *Przetwórstwo tworzyw sztucznych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2000.
- [20] <https://www.plastech.pl/wiadomosci/Srodki-antystatyczne-po-co-sa-dodawane-do-tworzyw-13246> (dostęp 24.11.2019)

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.1

Received: 18.03.2021

Accepted: 28.09.2021

Agnieszka Edyta CIENKA¹
Barbara CIECIŃSKA²

OPTYMALIZACJA WARUNKÓW PRZECINANIA LASEROWEGO POLIPROPYLENU I POLIPROPYLENU Z DODATKIEM TALKU

Przecinanie laserem materiałów wymaga wykonania prób obróbki i wyboru najkorzystniejszego wariantu z punktu widzenia przyjętych kryteriów oceny jakości procesu. W pracy przedstawiono przykład procesu przygotowawczego, z którego wynika, że przecinanie polipropylenu i polipropylenu z talkiem o grubości 5 mm nie jest łatwą obróbką. Wykorzystano laser CO₂ i różnicując wykorzystaną moc lasera oraz prędkość przesuwu wiązki względem materiału uzyskano przecięcia materiału o zróżnicowanej jakości. Zaproponowano także kryteria wyboru najlepszego wariantu obróbki. Stwierdzono, że dodatek talku do polipropylenu może być czynnikiem ułatwiającym wykonanie cięcia laserem tego tworzywa.

Słowa kluczowe: laser, przecinanie materiału, tworzywa sztuczne, polipropylen

1. WPROWADZENIE

Tworzywa sztuczne (polimery) to grupa materiałów konstrukcyjnych bardzo powszechnych i chętnie stosowanych przez producentów. O ich szerokim wykorzystaniu decydują właściwości, zwłaszcza niewielka gęstość (wynosząca najczęściej mniej niż 2 g/cm³), odporność na działanie czynników chemicznych, palność, absorpcja wilgoci, brak przewodności elektrycznej. Właściwości danego polimeru są uzależnione od jego budowy, w związku z tym można znaleźć tworzywo odporne np. na działanie kwasów, ale też tworzywo nie wykazujące takiej odporności. Pomimo szeregu zalet tworzywa sztuczne charakteryzują się niską odpornością na pękanie, znaczną rozszerzalnością cieplną, niewielką odpornością na promieniowanie UV [5, 19].

Chociaż cechy wymienione wyżej w kontekście wad w wielu sytuacjach wykluczają zastosowanie tworzyw sztucznych, to jednak znajdują one wiele dziedzin, gdzie mogą być stosowane z powodzeniem.

¹ Eng. Agnieszka Edyta Cienka, FIBRAIN Sp. z o.o., Zaczernie, Polska

² PhD, Eng., Barbara Ciecńska, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów, Polska

W celu umożliwienia wykorzystania tworzyw polimerowych w różnych aplikacjach stosowane są różnorodne składniki dodatkowe, wprowadzane celowo i zmieniające ich właściwości [4]. Składniki te można pogrupować, i pierwszą grupę stanowią napełniacze i nośniki wzmacniające, a drugą grupę – środki pomocnicze: stabilizatory, plastyfikatory, modyfikatory udarności, środki barwiące, opóźniacze palenia, antyelektrostatyki, środki smarne i inne [17].

Napełniacze oraz nośniki wzmacniające są dodawane do polimeru najczęściej w celu zmniejszenia kosztów materiału, ograniczenia skurczu występującego w procesie wtryskiwania, modyfikacji twardości, udarności, wytrzymałości na zginanie i ściskanie [18]. Napełniacze mogą być naturalne (mączka drzewna, włókna lniane, włókna celulozowe), nieorganiczne (kreda, kaolin, kwarc, talk, mika, krzemionka) i syntetyczne (włókna szklane, węglowe, grafitowe, kulki szklane) [6, 18]. Występują one w różnej postaci: jako napełniacze proszkowe – sfery, płatki, krótkie włókna cięte, oraz jako napełniacze włókniste, pod postacią długich włókien, pasm, arkuszy (takie napełniacze mają zastosowanie w produkcji tworzyw warstwowych - laminatów) [18].

Tworzywa sztuczne są narażone w różnym stopniu na degradację. Może ona mieć miejsce z powodu czynników takich jak: promieniowanie, żywe organizmy, obecność metali, cząsteczek O_2 , CO , NO_2 , NH_3 , SO_2 , H_2O_2 ; naprężeń, temperatury, wody [14]. Do modyfikacji właściwości polimerów stosuje się różnorodne środki pomocnicze. Jedną z metod polepszania odporności na wymienione wcześniej czynniki jest dodanie do polimeru stabilizatorów. Z uwagi, że stabilizatory mogą w różny sposób wpływać na ostateczne właściwości polimeru, bardzo często stosuje się ich mieszaniny na zasadzie synergii [8]. Do stabilizatorów zalicza się m.in. absorbery UV, stabilizatory ekranujące (do zmniejszenia przenikalności promieniowania na zasadzie filtru), dezaktywatory wolnych rodników, antyutleniające, stabilizatory termiczne (m.in. zapobiegające uwalnianiu się np. chlorowodoru lub bromowodoru przyspieszających proces degradacji).

Do środków pomocniczych zalicza się także dodatkowe substancje zmieniające właściwości mechaniczne. Są to np. plastyfikatory, których obecność wpływa m.in. na obniżenie temperatury kruchości i zeszklenia, twardości, wytrzymałości na rozciąganie oraz modyfikatory udarności podnoszące odporność tworzywa na uderzenia [3, 16, 18]. W celu zapewnienia określonych warunków eksploatacji elementów wykonanych z tworzyw dodaje się też inne substancje pomocnicze:

- barwniki i pigmenty nadające pożądaną barwę; barwniki zachowują przezroczystość tworzywa i są dodawane w ilości 2-4% masy, pigmenty nadają barwę nieprzezroczystą, dodawane są w ilości 0,4÷1,2% masy [4], dodawane związki chemiczne nie zmieniają właściwości elektrycznych i mechanicznych tworzywa, są: odporne na działanie promieni UV, nietoksyczne i odporne na działanie wody, nie zmieniają barwy pod wpływem działania temperatury [18];

- antypireny – ze względu na palność polimerów, dodawane w celu opóźnienia, uniemożliwienia lub zmniejszenia palności, wpływając chemicznie lub/i fizycznie na proces spalania [13];
- środki smarne (poślizgowe, smarujące) dodawane w celu usprawnienia procesu przetwórczego, nadania połysku, gładkości, ograniczenia przyczepności do ścianek form, zmniejszenia tarcia wewnętrznego, ochrony przed przegrzaniem i rozkładem termicznym w czasie wytłaczania lub wtryskiwania [4, 12, 18];
- środki antyelektrostatyczne do zredukowania m.in. zagrożenia pożarowego, osiadania zanieczyszczeń na powierzchni tworzywa, szkodliwego oddziaływania na żywe organizmy, powodowanych zjawiskiem elektryczności statycznej [1, 20];
- napelniacze i nośniki wzmacniające – wchodzące w skład tworzywa ze względu na potrzebę redukcji kosztów wytwarzania, ograniczenia skurczu przy kształtowaniu wtryskowym, modyfikacji twardości, udatności, wytrzymałości na zginanie i ściskanie, odporności cieplnej, itp. [18].

2. PRZECINANIE LASEROWE TWORZYW SZTUCZNYCH

W procesach wytwórczych stosuje się wiele różnych sposobów kształtowania wyrobów z tworzyw sztucznych. Mogą to być czynności związane z przetwórstwem wstępnym – jak mieszanie, suszenie, rozdrabnianie, formowanie półwyrobów, przetwórstwem zasadniczym, zwanym obróbką formującą, oraz przetwórstwem wtórnym [4, 19].

Przetwórstwo wtórne obejmuje operacje technologiczne mające na celu ukształtowanie gotowego wyrobu z wcześniej przygotowanego półwyrobu. Wyróżnia się techniki łączenia – zgrzewanie, spawania, klejenie, techniki obróbki skrawaniem – toczenie, przecinanie, wiercenie, i inne. Do obróbki tworzyw sztucznych wykorzystuje się także techniki obróbki strumieniowo-erozyjnej, a także obróbkę laserem [9, 11].

Laser charakteryzuje się oryginalnymi właściwościami. W urządzeniach laserowych generowane jest promieniowanie elektromagnetyczne w zakresie fal od podczerwieni, przez światło widzialne do ultrafioletu, lub nawet do promieniowania X.

Wiązka promieniowania jest monochromatyczna, ukierunkowana, spójna czasowo i przestrzennie, umożliwia uzyskanie dużej gęstości mocy [7, 10]. Z punktu widzenia technologii jest narzędziem nieużywającym się, bezkontaktowym, łatwo sterowalnym, możliwym do automatyzacji i robotyzacji. Ze względu na spadające koszty zakupu i utrzymania laserów, stały się one częste w produkcji różnych wyrobów, w tym wyrobów z tworzyw sztucznych.

Przecinanie laserowe tworzyw sztucznych może odbywać się na drodze: stopienia i wydmuchania płynnego tworzywa, odparowania (ablacji) lub degradacji chemicznej [15].

Cięcie ze stopieniem i wydmuchem jest częste w przypadku tworzyw termoplastycznych. Stopione tworzywo jest wydmuchiwane strumieniem gazu, który ma także zadanie zapobieganie utlenianiu się lub spalaniu [9]. W wyniku oddziaływania wiązki tworzy się szczelina o określonej szerokości, różnej w zależności od rodzaju materiału i jego grubości. W procesie przecinania ablacyjnego tworzywo przechodzi ze stanu stałego w gazowy i wyparowuje. Podczas obróbki wykorzystuje się także gaz, którego zadaniem jest usuwanie par ze strefy obróbki oraz zahamowanie krzepnięcia i kondensacji tworzywa [9]. Z kolei cięcie przez degradację chemiczną jest stosowane w większości przypadków do obróbki tworzyw termoutwardzalnych, rozdzielenie materiału odbywa się w wyniku rozpadu tworzywa pod wpływem wiązki promieniowania. Obróbce towarzyszy powstawanie dymu oraz warstwy sadzy przy krawędziach [15].

Do przecinania tworzyw sztucznych wykorzystuje się różne lasery, m.in. molekularne CO₂, na ciele stałym Nd:YAG, w zależności od metody.

Z punktu widzenia efektów obróbki istotne są parametry techniczne – szerokość szczeliny wejściowej i wyjściowej, równoległość powierzchni przecięcia (wyrażona kątem powierzchni przecięcia względem normalnej do płaszczyzny materiału), rozległość strefy wpływu ciepła. Za ich pomocą możliwa jest ocena jakości przecinania laserowego [15].

3. ANALIZA PORÓWNAWCZA EFEKTÓW PRZECINANIA LASEREM WYBRANYCH TWORZYW SZTUCZNYCH

Z uwagi na różnorodność substancji chemicznych dodawanych do tworzyw sztucznych i ich określony wpływ na właściwości, przeprowadzono badania eksperymentalne, których celem było ustalenie ich wpływu także na przebieg przecinania laserem. Do prób wybrano polipropylen i polipropylen z 30% dodatkiem talku. W próbach przecinania wykorzystano laser CO₂ o mocy 70 W i długości fali 10,6 μm. Urządzenie posiada soczewkę skupiającą o średnicy 20 mm i ogniskowej 101,6 mm, a wiązka laserowa ma szerokość ok. 0,3 mm. Sterowanymi parametrami była moc lasera i prędkość przesuwu wiązki względem powierzchni materiału, położenie ogniska kolimacji ustalono wewnątrz materiału i była to wielkość stała [2].

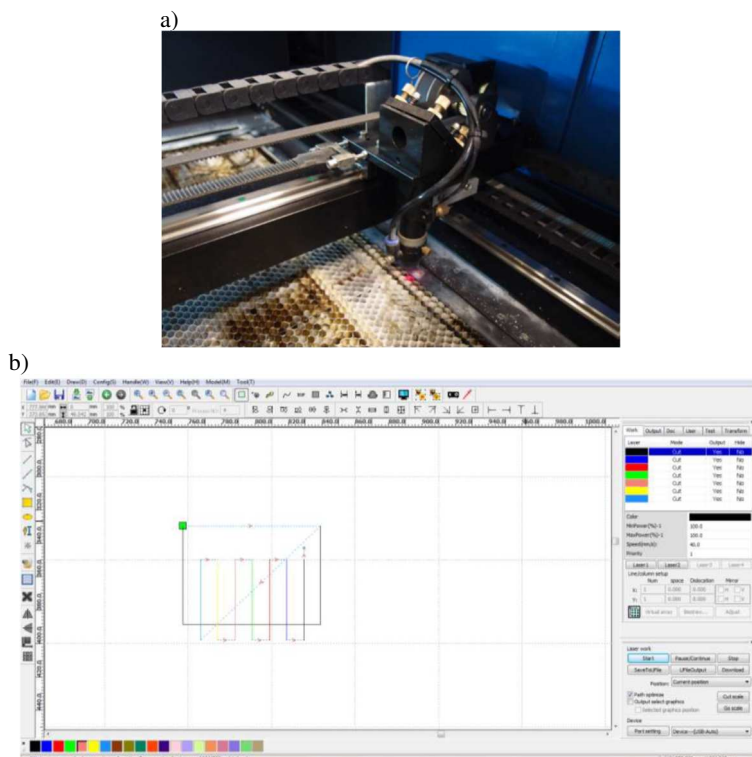
4. CHARAKTERYSTYKA WYBRANEGO MATERIAŁU

Polipropylen – to tworzywo termoplastyczne, przezroczyste, o dobrej udarowości, znacznej wytrzymałości na rozciąganie, dużej twardości i sztywności. Jest odporne na oddziaływanie wody, kwasów, alkoholi, rozpuszczalników, roztworów

solu. Dodatek obojętnego chemicznie talku w stopniu średnim poprawia wytrzymałość na ściskanie, zwiększa moduł sprężystości podłużnej, zmniejsza rozszerzalność cieplną, obniża skurcz przetwórczy, zwiększa przewodność cieplną, zwiększa odporność elektryczną oraz odporność na ścieranie i sztywność. Nie zmienia odporności chemicznej tworzywa, natomiast wpływa na obniżenie kosztów wytwarzania wyrobu [18]. W badaniach wykorzystano płyty o grubości 5 mm w obu wariantach.

5. PRZEBIEG BADAŃ EKSPERYMENTALNYCH I UZYSKANE WYNIKI

W celu ustalenia parametrów technologicznych przecinania laserowego polipropylenu laserem CO₂ wykonano wstępne przecięcia. Pozwoliły one wybrać zakres prędkości przesuwu wiązki względem materiału oraz ustalić właściwą moc lasera, przy czym za kryterium wyboru parametrów technologicznych była jakość przecięcia. Wykorzystany w eksperymencie ploter laserowy oraz możliwość sterowania, przez definiowanie linii i przypisanych do nich parametrów pracy lasera w programie RDWorks V8 pokazano na rys. 1.

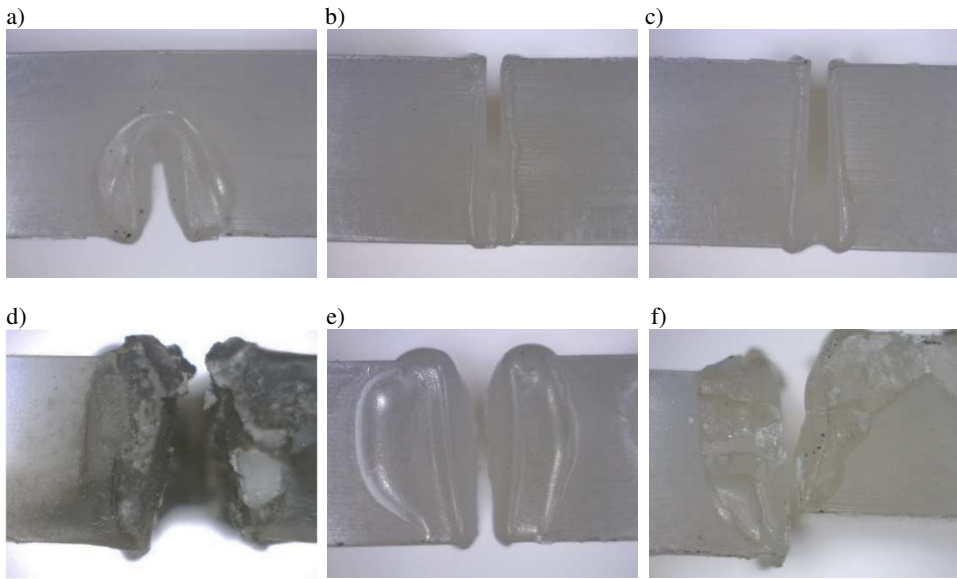


Rys. 1. Ploter laserowy CO₂ (a) i sposób programowania przecięć (b)

Miejsce przecięcia oceniano ze względu na:

- rozdzielenie materiału na całej grubości (osiągnięcie celu obróbki),
- uzyskanie najwęższej szczeliny, co oznacza minimalne naddatki na obróbkę i oszczędność materiału,
- równoległość krawędzi przecięcia (zachowanie dokładności i tolerancji wymiarowych dla obu płaszczyzn płyty),
- brak wypływki i przypaleń, zaklasyfikowanych do wad wyrobu (ze względu na konieczność dodatkowej obróbki, a w razie braku jej efektów – niemożność nadania dokładności i oczekiwanego wyglądu; utratę walorów estetycznych).

Przykłady rozcięć uznanych za wadliwe w prezentowanym eksperymencie pokazano na rys. 2.



Rys. 2. Różne rozcięcia zaklasyfikowane jako wadliwe: a) niepełne, b) powtórnie zasklepione, c) o krawędziach nierównoległych, d) przypalone, e) z nadmierną wypływką, f) zniekształcone

Operację przecinania płyt przeprowadzono przy trzech wartościach mocy lasera: 35 W, ok. 52 W i ok. 70 W (co daje odpowiednio 50%, 75% i 99% mocy lasera), kolejno nacinając materiał z różną prędkością. W wyniku zróżnicowanych warunków oddziaływania wiązki szczelina przecięcia nie powstała, albo miała różną szerokość. Wielkość szczeliny w mm ustalono mierząc ją szczelinomierzem. Warianty obróbki oraz uzyskane wyniki pokazano w tab. 1.

Aby ustalić najlepszy wariant obróbki dokonano obserwacji miejsca rozcięcia. Na rys. 3÷5 przedstawiono efekty przecinania.

Tabela 1. Warianty obróbki i szerokości szczelin (w mm)

Moc lasera, W	Prędkość, mm/s	20	25	30	35	40	45	50	55	60
35	PP	*	0,5	0,5	*	0,45	*	0,45	0,45	0,6
	PP+30% talk	0,4	*	*	0,2	0,25	*	0,5	0,5	0,45
Moc lasera, W	Prędkość, mm/s	1	2	3	4	6	8	10	15	20
ok. 52	PP	*	*	0,5	0,5	0,45	*	*	*	*
	PP+30% talk	*	0,45	0,45	0,4	0,3	*	*	*	*
ok. 70	PP	*	*	*	*	0,4	0,35	*	*	*
	PP+30% talk	*	0,45	0,45	0,4	0,35	*	*	*	*
* brak przecięcia Szare pole – najlepszy wariant ze względu na estetykę Pogrubiona czcionka – najwęższa szczelina										

a) od góry



d) od góry



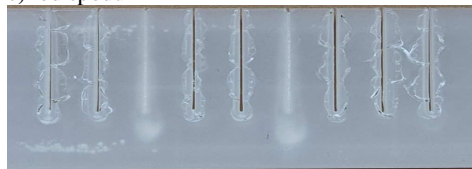
b) od czopa



e) od czopa



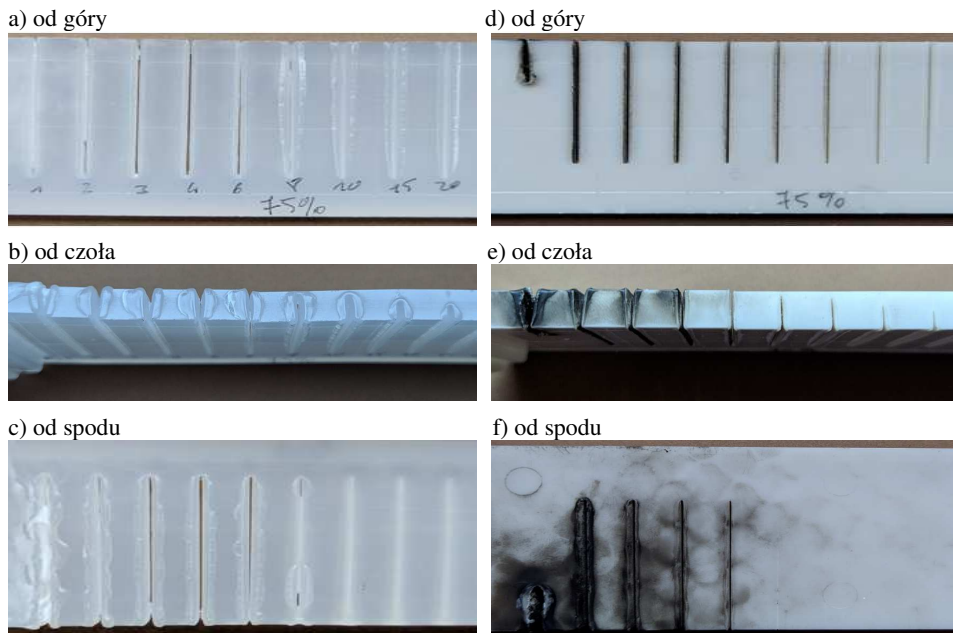
c) od spodu



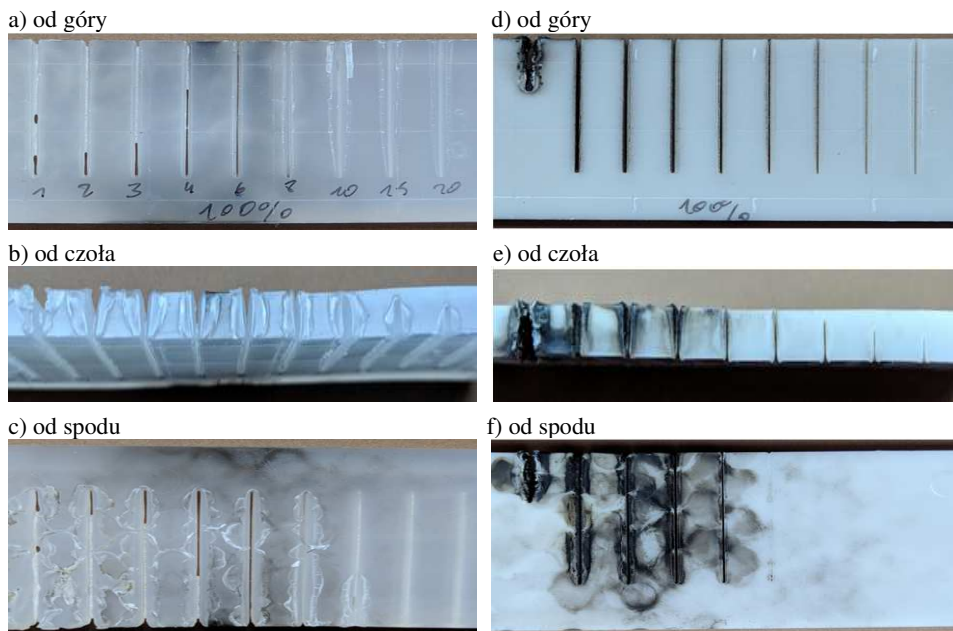
f) od spodu



Rys. 3. Polipropylen (a-c) i polipropylen z talkiem (d-f) przecięty z prędkościami (od lewej): 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55, 60 mm/s przy mocy lasera 35W (50%)



Rys. 4. Polipropylen (a-c) i polipropylen z talkiem (d-f) przecięty z prędkościami (od lewej): 1, 2, 3, 4, 6, 8, 10, 15 i 20 mm/s przy mocy lasera ok. 52W (75%)



Rys. 5. Polipropylen (a-c) i polipropylen z talkiem (d-f) przecięty z prędkościami (od lewej): 1, 2, 3, 4, 6, 8, 10, 15 i 20 mm/s przy mocy lasera ok. 70W (99%)

Ustalono, że najwęższe szczeliny uzyskano w przypadkach:

- dla polipropylenu: mocy 35W i prędkościach: 40, 50 i 55 mm/s, mocy ok. 52W i prędkości 6 mm/s, mocy ok. 70W i 8 mm/s;
- dla polipropylenu z talkiem: mocy 35W i prędkości 35 mm/s, mocy ok. 52W i ok. 70W, prędkości 6 mm/s w obu przypadkach.

Szczeliny uznane za najwęższe w większości przypadków były również najlepsze ze względów estetycznych, z wyjątkiem obróbki polipropylenu laserem o mocy ok. 52W i ok. 70W. Wybór najładniejszego miejsca rozcięcia wiąże się z uzyskaniem nieco szerszej szczeliny rozcięcia (o 0,05 mm w obu przypadkach).

Podczas obróbki z innymi parametrami obserwowano również pogorszenie się jakości wg pozostałych kryteriów: w wielu przypadkach materiał nie został rozdzielony, krawędzie szczelin o większych szerokościach na ogół nie były równoległe, a w przypadku polipropylenu z dodatkiem talku nie udało się uniknąć powierzchniowego zwęglenia, okazało się ono jednak łatwe do usunięcia w przypadku obróbki z optymalnymi (wybranymi wcześniej) parametrami.

6. WNIOSKI

Na podstawie analizy wyników można stwierdzić, że wykonywanie wstępnych prób planowanego procesu obróbkowego obróbki laserem tworzyw sztucznych, może mieć uzasadnienie. W badanej operacji przecinania laserem o najniższej mocy (35W – 50%) nie można wskazać jednoznacznego związku prędkości przesuwu wiązki z optymalną szerokością szczeliny. Dodatkowo, wiele założonych wariantów jest nieefektywnych (nie rozdzielono materiału).

Zwiększając moc i jednocześnie zmniejszając prędkość przesuwu wiązki względem materiału, a tym samym wydłużając czas oddziaływania skoncentrowanej wiązki energii na materiał, można uzyskać lepsze wyniki. Zarówno dla mocy ok. 52W (75%), jak i ok. 70W (99%) można określić przedział prędkości efektywnych. Można już zatem pomyśleć o laserze CO₂ do cięcia tworzywa o grubości 5 mm w warunkach produkcyjnych.

Podczas wyboru najlepszego wariantu może pojawić się dylemat: czy wybierać wariant dający najwęższą szczelinę, czy najładniejszą krawędź. Różnica 0,05 mm może okazać się nieistotna dla zapewnienia dokładności ekonomicznej (to znane pojęcie w technologii maszyn). Wytwórca może zdecydować, że przyjemnie nieznacznie większy naddatek na przecinanie, ale otrzyma wyrób estetyczny i niewymagający obróbki wykończeniowej. Taka sytuacja miała miejsce w przypadku przecinania polipropylenu, kiedy laserem o mocy ok. 52 W i prędkości 4 mm/s (nie 6 mm/s) i mocy ok. 70 W i prędkości 6 mm/s (nie 8 mm/s), otrzymano najładniejsze krawędzie. Kryterium estetyki nie było tożsame z kryterium oszczędności wykorzystania materiału.

Dodatkowym wnioskiem, jaki nasuwa się po analizie wyników, jest uznanie talku za korzystny dodatek do polipropylenu także na potrzeby obróbki laserem.

Dla tego wariantu materiału otrzymano szerszy zakres efektywnych prędkości cięcia, jest także widoczna logiczna zależność szerokości szczeliny od tej prędkości – im mniejsza prędkość, tym rozcięcie szersze. Mogą mieć na to wpływ cechy uzyskiwane po dodaniu talku, talk wpływał na zmniejszenie rozszerzalności i zwiększenie przewodności cieplnej. Dzięki temu zmiany postaci materiału podczas obróbki laserem mogły być bardziej przewidywalne.

Podsumowując można stwierdzić, że obróbka wybranego tworzywa o grubości 5 mm nie jest łatwa, jak można by tego oczekiwać. Uzasadnione są wstępne próby obróbki przed uruchomieniem właściwej produkcji, dopasowanie posiadanego lasera, lub zakup nowego, z uwzględnieniem spostrzeżeń i po dokonaniu wyboru kryterium decydującego o parametrach obróbki.

Podziękowanie: Autorki dziękują panu dr Leszkowi Pyziakowi z Zakładu Optyki Stosowanej Wydziału Matematyki i Fizyki Stosowanej Politechniki Rzeszowskiej za pomoc techniczną w przygotowaniu próbek.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Bortel K., *Środki pomocnicze stosowane w przetwórstwie tworzyw polimerowych*. Cz.2. Przetwórstwo Tworzyw 6, 2008.
- [2] Cienka A. E.: *Analiza porównawcza efektów cięcia laserowego tworzyw sztucznych z wybranymi dodatkami*. Praca inżynierska, ORPD, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów 2020
- [3] Gruin I., *Materiały polimerowe*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2003.
- [4] Heneczkowski M., Oleksy M., *Technologia przetwórstwa tworzyw sztucznych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 2014.
- [5] Hyla I., *Tworzywa sztuczne: własności, przetwórstwo, zastosowanie*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2000.
- [6] Klepka T. (red.), *Nowoczesne materiały polimerowe i ich przetwórstwo. Część 1*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2014
- [7] Kujawski A., Szczepański P., *Lasery. Podstawy fizyczne*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1999.
- [8] Latos M., Masek A., Zaborski M., *Fotodegradacja materiałów polimerowych*. Przetwórstwo Tworzyw 4, 2017.
- [9] Oczos K., *Kształtowanie materiałów skoncentrowanymi strumieniami energii*. Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 1988.
- [10] Owczarek G., Wolska A., *Aspekty bezpieczeństwa przy obsłudze urządzeń laserowych*. Bezpieczeństwo Pracy, 11/2008, ss. 2-5
- [11] Pająk E., *Obróbka ubytkowa. Technologia obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej oraz systemów mikroelektromechanicznych*. PWSZ w Koninie, Konin, 2016.
- [12] Rabek J. F., *Współczesna wiedza o polimerach. T.2, Polimery naturalne i syntetyczne, otrzymywanie i zastosowanie*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2017.
- [13] Riegert D., *Sposoby modyfikowania właściwości palnych tworzyw sztucznych*. BiTP Vol. 30 Issue 2, 2013.

- [14] Rojek M., *Metodologia badań diagnostycznych warstwowych materiałów kompozytowych o osnowie polimerowej*. Open Access Library, Volume 2, 2011.
- [15] Rytlewski P., *Studium laserowego i plazmowego modyfikowania warstwy wierzchniej materiałów polimerowych*. Wydawnictwo Uniwersytetu Kazimierza Wielkiego, Bydgoszcz, 2015.
- [16] Saechtling H., *Tworzywa sztuczne: poradnik*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2007.
- [17] Sasimowski E. (red.), *Przetwórstwo tworzyw polimerowych: aspekty technologiczne i nowe trendy. Część 1*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2015.
- [18] Szlezyngier W., Brzozowski Z. K., *Tworzywa sztuczne: chemia, technologia wytwarzania właściwości, przetwórstwo, zastosowanie. T.3, Środki pomocnicze i specjalne zastosowanie polimerów*. Wydawnictwo Oświatowe FOSZE, Rzeszów, 2012.
- [19] Wilczyński K. (red.), *Przetwórstwo tworzyw sztucznych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2000.
- [20] <https://www.plastech.pl/wiadomosci/Srodki-antystatyczne-po-co-sa-dodawane-do-tworzyw-13246> (dostęp 24.11.2019)

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.1

Received: 18.03.2021

Accepted: 28.09.2021

Agnieszka JĘDRUSIK¹
Zenon OPIEKUN²
Magdalena LENIK³

THERMAL EFFICIENCY OF THE TRUDISK 4002

The article presents the test results of thermal efficiency of the welded thin heat-resistant sheets of Inconel 718 nickel alloys using the Trudisk 4002 installed in the TruLaser 5020 equipment. The thermal efficiency of the laser was determined using a water-cooled calorimeter. Thin sheet metal samples 0,7 and 0,9 mm, installed in the calorimeter were subjected to a laser beam with the power of 400 to 700 W, moved along the line at a constant speed $V_s = 25$ mm/s. The thermal efficiency was calculated as the quotient of the heat absorber by the welded sheets, determined calorimetrically, to the total amount of heat generated by the laser. The results show that thermal efficiency depends non-linearly on the laser power. The thickness of the plates to be welded does not affect efficiency. As the power of the laser increases from 400 to 600 W, thermal efficiency decreases three times from 21% to 7%, and with the increase of its power to 700 W, thermal efficiency increases to 28%.

Keywords: welding, Inconel 718 nickel alloy, thermal parameters

1. INTRODUCTION

The development of aviation technology is related to the development and application of new materials and the technology of their joining. Requirements imposed on metallic materials according to their working conditions, type of mechanical loads, temperature and environmental impact may vary [1].

The construction of modern aircraft engines requires metallic materials that can operate at temperatures up to 1200°C. Metals meeting the requirements of good heat resistance are nickel-based alloys, among which the Inconel 718 alloy is of great importance. This alloy has a good resistance to high-temperature corrosion and is one of the main materials used in PW4000 aircraft engines (manufactured by Pratt-Whitney) and CF6 engines (manufactured by General Electric).

¹ Agnieszka Jędrusik, BorgWarner Poland, 950B, 36-002 Jasionka, agnieszkajedrusik@o2.pl

² Corresponding author: Zenon Opiekun, Department of Casting and Welding, Rzeszow University of Technology, al. Powstancow Warszawy 12, 35-959 Rzeszow, zopiekun@prz.edu.pl

³ Magdalena Lenik, Department of Casting and Welding, Rzeszow University of Technology, al. Powstancow Warszawy 12, 35-959 Rzeszow, 35-959 Rzeszów, m.lenik@prz.edu.pl

Compressor blades, shafts, turbines are made of this alloy, and parts of the combustion chambers and exhaust outlet are welded from metal sheets. Inconel 718 sheets are permanently joined by laser welding without the addition of a binder [1,2].

The main advantages of using a laser for joining sheet metal are: high quality of welded joints with a narrow heat-affected zone, minimal deformation and welding stress, as well as good performance, easy automation and robotization of the welding process. Additional advantages include the possibility of making joints that do not require further processing or significantly reduced finishing, limiting the harmful impact on the environment, and simple training and operation of the devices.

The main disadvantages of using a laser in the welding process include, apart from the high price, its low efficiency.

The basic laser parameters that determine the quality of the welded joints obtained are: beam power, energy and frequency of the light pulse, welding speed and the method of beam focusing.

The aim of this study is to determine the thermal efficiency of the Trudisk 4002 in terms of the power used for welding thin sheets of heat-resistant alloy on the Inconel 718 nickel matrix.

2. THE MATERIAL AND METHODOLOGY

The material for the tests consisted of thin strips of Inconel 718 nickel matrix alloy sheet, 250 mm long, 50 mm wide and 0,7 and 0,9 mm thick. The chemical composition of the sheets, determined using the Q4 Tasman optical emission spectrometer (Bruker), was as follows: 19,0%Cr, 12,5% Fe, 5,2%Nb, 3,2%Mo, 0,87%Ti, 0,75 %Al, rest Ni.

The strands of these sheets were placed in a flow calorimeter [3]. The sheets were subjected to the influence of a laser beam with the power varying from 400 W to 700 W generated in the TruLaser 5020 laser head, moved along a line on a path with the length $S = 200$ mm, with a constant welding speed $V_s = 25$ mm/s. During the movement of the laser beam, the sheets were cooled with water with a constant flow rate of $V_{H_2O} = 6$ l/min. Using Ni-CrNi thermocouples installed at the points, at the beginning 1 and at the end of the laser beam path 2 (water inflow and outflow), the temperature difference ΔT was measured using a thermocompensator. The diagram of the thermal efficiency test stand and the view of the device with the TruLaser 5020 and calorimeter are shown in Figure 1.

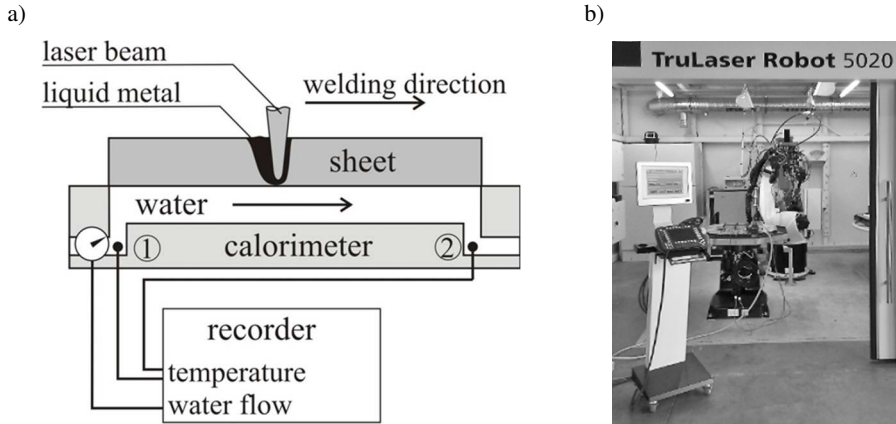


Fig. 1. The scheme of the stand for testing thermal efficiency (a), view of the device TruLaser Robot 5020 with Trudisk 4002 and water-cooled calorimeter (b)

The amount of heat absorbed by the sheets subjected to a laser beam was calculated from the relation:

$$Q_k = m_w \cdot c_w \cdot \Delta T \quad (1)$$

where: Q_k – the amount of acquired by the heated sheets, J, m_w – the mass of water used to cool the sheet, expressed in kilograms, $c_w = 4200 \text{ J/kgK}$, specific heat of water, $\Delta T = T_2 - T_1$ – temperature difference between the temperature of water flowing from the calorimeter at point 2 and the temperature of water flowing to the calorimeter at point 1.

The mass of water with a constant flow rate $V_{H_2O} = 6 \text{ l/min}$ (about 6 kg/min) used to cool the sheets while moving the laser beam along the line along the path $S = 200 \text{ mm}$, with a constant speed $V_s = 25 \text{ mm/s}$ was calculated with:

$$m_w = t_s \cdot V_{H_2O} \quad (2)$$

where: m_w – the mass of water used to cool the sheet, kg,
 t_s – time to move the laser beam, expressed in minutes

Laser thermal efficiency η_c was calculated from the quotient:

$$\eta_c = \frac{Q_k}{Q_c} \quad (3)$$

where: Q_c – the total amount of heat generated by the laser:

$$Q_c = \frac{P}{v_s} \cdot S \quad (4)$$

where: P – laser power, W; $v_s = 25$ mm/s; $S = 200$ mm.

The linear energy of E_L of sheet welding using the Trudisk 4002, taking into account its thermal efficiency, was determined from the dependence:

$$E_L = \eta_c \cdot \frac{P}{v_s}, J/mm \quad (5)$$

3. RESEARCH RESULTS

Tables 1 and 2 summarize the results of measurements of the thermal parameters of welding Inconel 718 sheets with using the TruLaser 5020. For a thinner sheet of 0,7 mm thickness, the thermal parameters were measured for three laser powers of 400, 450 and 500 W, and for a thicker sheet of 0,9 mm thickness, these parameters were measured for seven laser powers from 400 to 700 W, increasing the power by 50 W.

Table 1. Welding parameters, thermal parameters, thermal efficiency and line energy of welding E_L sheets from Inconel 718 alloys of 0,7 mm thickness

Lp.	P, W	v_s , mm/s	t_s , s	Q_c , kJ	Q_k , kJ	ΔT , °C	η_c	E_L , J/mm
1	400	25	8	3,2	0,76	0,2	0,21	3,36
2	450			3,6	0,62	0,2	0,17	3,06
3	500			4,0	0,38	0,1	0,10	2,00

Table 2. Welding parameters, thermal parameters, thermal efficiency and line energy of welding E_L sheets from Inconel 718 alloys of 0,9 mm thickness thin sheet 0,9 mm Inconel 718

Lp.	P, W	v_s , mm/s	t_s , s	Q_c , kJ	Q_k , kJ	ΔT , °C	η_c	E_L , J/mm
1	400	25	8	3,2	0,67	0,2	0,21	3,36
2	450			3,6	0,67	0,2	0,18	3,24
3	500			4,0	0,68	0,2	0,17	3,40
4	550			4,4	0,34	0,1	0,08	1,68
5	600			4,8	0,34	0,1	0,07	1,68
6	650			5,2	0,67	0,2	0,13	3,36
7	700			5,6	1,01	0,3	0,18	5,04

The results of calculating thermal efficiency η_c of laser beam welding of thin sheets of heat-resistant alloy on the Inconel 718 nickel matrix as a function of the laser power are presented in Fig. 2.

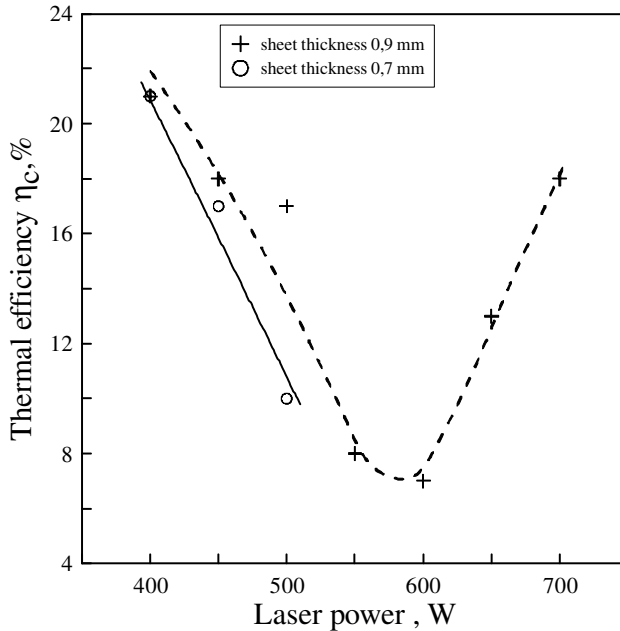


Fig. 2. The effect of the Trudisk 4002 laser power on the thermal efficiency of welding thin sheet from Inconel 718 alloy of 0,7 and 0,9 mm thickness

4. DISCUSSION OF RESEARCH RESULTS

The selection of laser welding parameters should be carried out in such a way as to maximize the thermal efficiency of welding. The thermal efficiency of the TruLaser 5020 strongly depends on the power used for welding. The presented research shows that the efficiency of this laser when used for welding thin sheets from the Inconel 718 nickel matrix varies within a wide range, from about 21% to 7%. The highest welding efficiency was achieved with the power of 400-450 W and 650-700 W. The laser power in the range of 500 - 600 W gave the lowest welding efficiency.

The amount of heat absorbed by the material at the point of incidence of the laser beam depends, among other things on the absorption (absorption) coefficient, which is determined by the geometric structure of the surface (SGP) (surface roughness). The surfaces of Inconel 718 alloy sheets were cleaned (tarnished) before welding and had the same SGP parameters.

Low thermal efficiency of the laser obtained in the power range of 500-600 W could be the result of the fact that the laser heating of the sheets took place in the air without the use of protective atmosphere. The formed oxides of the welded metal could cause a change in the absorbency of the incident laser beam, reducing its thermal efficiency.

LITERATURE

- [1] Dul I.: *Zastosowanie i przetwarzanie stopów niklu w przemyśle lotniczym*, Przegląd Spawalnictwa, 7-8, 2009, s. 62-67.
- [2] Jędrusik A.: *Technologia cięcia, oczyszczania i spawania laserowego cienkich blach ze stopu Inconel 718*, praca doktorska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Rzeszów 2015.
- [3] Orłowicz A.W., Mróz M., Trytek A., Tupaj M., Betlej J., Płoszaj F.: *Kalorymetr przepływowy do pomiarów cieplnych w procesach spajania*, Patent nr P-384759, 2012.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.2

Received: 16.03.2021

Accepted: 14.09.2021

Agnieszka JĘDRUSIK¹
Zenon OPIEKUN²
Magdalena LENIK³

SPRAWNOŚĆ CIEPLNA LASERA TRUDISK 4002

W artykule przedstawiono wyniki badań sprawności cieplnej spawania laserem Trudisk 4002, zainstalowanego w stanowisku TruLaser 5020⁴ cienkich blach ze stopu żaroodpornego na osnowie niklu Inconel 718. Sprawność cieplną η_e lasera określono przy użyciu kalorymetru przepływowego chłodzonego wodą. Próbki blach o grubości 0,7 i 0,9 mm instalowane w kalorymetrze poddawano strumieniowi światła lasera o mocy od 400 do 700 W, przemieszczanemu wzdłuż linii ze stałą prędkością $V_s = 25$ mm/s. Sprawność cieplną obliczono jako iloraz ciepła przejętego przez spawane blachy określonego kalorymetrycznie do całkowitej ilości ciepła generowanej przez laser. Z przeprowadzonych badań wynika, że sprawność cieplna spawania zależy nieliniowo od mocy lasera. Grubość spawanych blach nie ma wpływu na sprawność. Ze wzrostem wartości mocy lasera od 400 do 600 W, sprawność cieplna maleje trzykrotnie, od ok 21% do 7%, by przy wzroście jego mocy do 700 W, sprawność cieplna wzrosła do 18%.

Słowa kluczowe: spawanie, stop niklu Inconel 718, parametry cieplne

1. WSTĘP

Rozwój techniki lotniczej związany jest z opracowaniem i zastosowaniem nowych materiałów oraz technologią ich łączenia. Wymagania stawiane materiałom metalicznym w zależności od warunków ich pracy, rodzaju obciążeń mechanicznych, temperatury i oddziaływania środowiska mogą być różne [1].

Do budowy współczesnych silników lotniczych niezbędne są tworzywa metaliczne, które mogą pracować w temperaturze do 1200°C. Metale spełniające wymagania dobrej żaroodporności to stopy na osnowie niklu, wśród których duże znaczenie posiada stop Inconel 718. Stop ten ma dobrą odporność na korozję

¹ Agnieszka Jędrusik, BorgWarner Poland, 950B, 36-002 Jasionka, agnieszkajedrusik@o2.pl

² Autor do korespondencji: Zenon Opiekun, Katedra Odlewnictwa i Spawalnictwa, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, zopiekun@prz.edu.pl

³ Magdalena Lenik, Katedra Odlewnictwa i Spawalnictwa, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, m.lenik@prz.edu.pl

⁴ Badania prowadzono w Inkubatorze Technologicznym w Stalowej Woli.

wysokotemperaturową i jest jednym z głównych materiałów stosowanych w silnikach lotniczych PW4000 (wytwarzanych przez firmę Pratt-Whitney) i silnikach CF6 (wytwarzanych przez General Electric).

Z tego stopu wykonywane są łopatki kompresora, wały, turbiny, a także spawane z blach części komór spalania i wylotu spalin. Blachy z Inconelu 718 łączone są nierozłącznie metodą spawania laserowego bez dodatku spoiwa [1,2].

Podstawowe zalety w stosowaniu lasera do łączenia blach to: wysoka jakość złączy spawanych o wąskiej strefie wpływu ciepła, minimalne odkształcenia i naprężenia spawalnicze, a także dobra wydajność, łatwość automatyzacji i robotyzacji procesu spawania. Dodatkowe zalety to możliwość wykonania złączy niewymagających dalszej obróbki lub znacznie ograniczonej obróbki wykańczającej, ograniczenie szkodliwego oddziaływania na środowisko oraz proste szkolenie i obsługa urządzeń.

Do głównych niedogodności w zastosowaniu lasera do procesu spawania należy, obok wysokiej ceny mała jego sprawność.

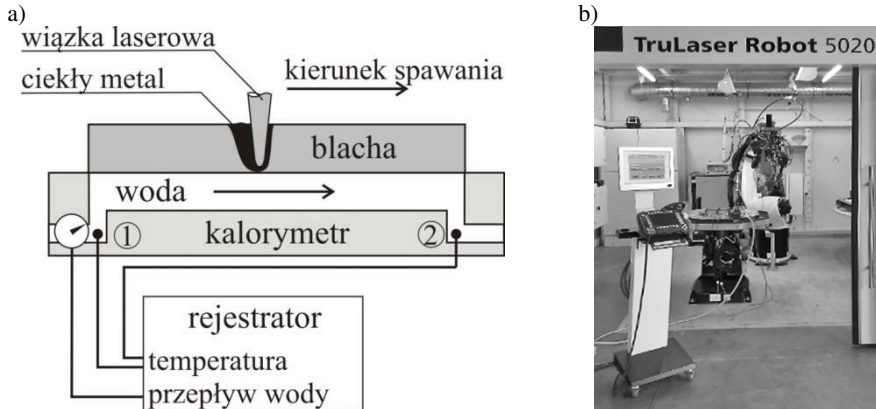
Podstawowymi parametrami lasera decydującymi o jakości uzyskiwanych złączy spawanych są: moc jego wiązki, energia i częstotliwość impulsu światła, prędkość spawania oraz sposób ogniskowania wiązki.

Celem niniejszego opracowania jest określenie sprawności cieplnej lasera Trudisk 4002 w zakresie mocy używanej do spawania blach cienkich ze stopu żaroodpornego na osnowie niklu Inconel 718. Laser Trudisk 4002 posiadał długość fali światła 1030 nm o rozbieżności wiązki 8 mm x mrad.

2. MATERIAŁ I METODYKA BADAŃ

Materiał do badań stanowiły cienkie pasma blachy ze stopu na osnowie niklu Inconel 718 o długości 250 mm, szerokości 50 mm i grubości 0,7 i 0,9 mm. Skład chemiczny blach określony przy użyciu optycznego spektrometru emisyjnego Q4 Tasman (Bruker) był następujący: 19,0%Cr, 12,5%Fe, 5,2%Nb, 3,2%Mo, 0,87%Ti, 0,75%Al, reszta Ni.

Pasma tych blach umieszczano w kalorymetrze przepływowym [3]. Blachy poddawano oddziaływaniu wiązki laserowej o mocach od 400 W do 700 W generowanej w głowicy lasera na stanowisku TruLaser 5020, przemieszczanej wzdłuż linii na drodze o długości $S = 200$ mm ze stałą prędkością spawania $V_s = 25$ mm/s. Blachy, podczas przemieszczania wiązki laserowej chłodzono wodą o stałym wydatku wynoszącym, $V_{H_2O} = 6$ l/min. Przy użyciu termopar Ni-CrNi zainstalowanych w punktach, na początku i końcu drogi wiązki laserowej 2 (wpływie i wypływie wody), mierzono różnicę temperatury ΔT przy użyciu termokompensatora. Schemat stanowiska do badania sprawności cieplnej i widok urządzenia z laserem Trudisk 4002 i kalorymetrem przedstawiono na rysunku 1.



Rys.1. Schemat stanowiska do badania sprawności cieplnej (a), widok urządzenia z laserem Trudisk 4002 i kalorymetrem przepływowym (b)

Ilość ciepła przejętego przez poddane oddziaływaniu wiązki laserowej blachy obliczono z zależności:

$$Q_k = m_w \cdot c_w \cdot \Delta T \quad (1)$$

gdzie: Q_k – ilość ciepła przejętego przez nagrzewane blachy, J,
 m_w – masa wody użytej do chłodzenia blachy, kg,
 $c_w = 4200 \text{ J/kgK}$, ciepło właściwe wody,
 $\Delta T = T_2 - T_1$ – różnica temperatury, między temperaturą wody wypływającej z kalorymetru w punkcie 2, a temperaturą wody w punkcie 1 dopływającej do kalorymetru.

Masę wody o stałym wydatku $V_{H_2O} = 6 \text{ l/min}$ (ok 6 kg/min) użytej do chłodzenia blach w czasie przemieszczania wiązki laserowej wzdłuż linii na drodze $S=200 \text{ mm}$, ze stałą prędkością $V_s = 25 \text{ mm/s}$ obliczono z zależności:

$$m_w = t_s \cdot V_{H_2O} \quad (2)$$

gdzie: m_w – masa wody użytej do chłodzenia blachy, kg,
 t_s – czas przemieszczania wiązki laserowej, min.

Sprawność cieplną lasera η_c obliczono z ilorazu:

$$\eta_c = \frac{Q_k}{Q_c} \quad (3)$$

gdzie: Q_c – całkowita ilość ciepła generowana przez laser i wynosząca:

$$Q_c = \frac{P}{V_s} \cdot S \quad (4)$$

gdzie: P – moc lasera, W,
 $V_s = 25 \text{ mm/s}$,
 $S = 200 \text{ mm}$.

Energię liniową spawania E_L blach przy użyciu lasera TruLaser 5020 z uwzględnieniem jego sprawności cieplnej określono z zależności:

$$E_L = \eta_c \cdot \frac{P}{V_s}, J/mm \quad (5)$$

3. WYNIKI BADAŃ

W tabelach 1 i 2 zestawiono wyniki pomiarów parametrów cieplnych spawania blach Inconel 718 przy użyciu stanowiska TruLaser 5020. Dla blachy cieńszej o grubości 0,7 mm mierzono parametry cieplne dla trzech mocy lasera 400, 450 i 500 W, a dla blachy grubszej 0,9 mm, parametry te mierzono dla siedmiu mocy lasera od 400 do 700 W, zwiększając moc o 50 W.

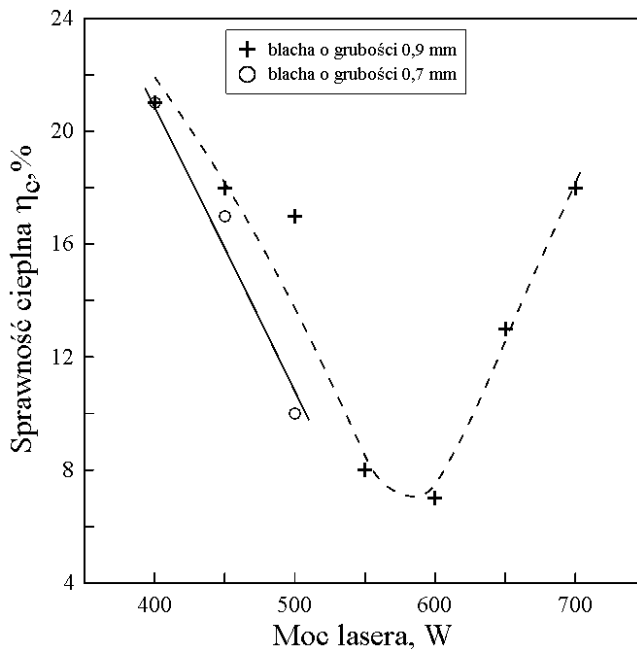
Tabela 1. Parametry spawania, parametry cieplne, sprawność cieplna i energia liniowa spawania blach ze stopu Inconel 718 o grubości 0,7 mm

Lp.	P, W	V_s , mm/s	t_s , s	Q_c , kJ	Q_k , kJ	ΔT , °C	η_c	E_L , J/mm
1	400	25	8	3,2	0,76	0,2	0,21	3,36
2	450			3,6	0,62	0,2	0,17	3,06
3	500			4,0	0,38	0,1	0,10	2,00

Tabela 2. Parametry spawania, parametry cieplne, sprawność cieplna i energia liniowa spawania blach ze stopu Inconel 718 o grubości 0,9 mm

Lp.	P, W	V_s , mm/s	t_s , s	Q_c , kJ	Q_k , kJ	ΔT , °C	η_c	E_L , J/mm
1	400	25	8	3,2	0,67	0,2	0,21	3,36
2	450			3,6	0,67	0,2	0,18	3,24
3	500			4,0	0,68	0,2	0,17	3,40
4	550			4,4	0,34	0,1	0,08	1,68
5	600			4,8	0,34	0,1	0,07	1,68
6	650			5,2	0,67	0,2	0,13	3,36
7	700			5,6	1,01	0,3	0,18	5,04

Wyniki obliczeń sprawności cieplnej η_c spawania wiązką laserową cienkich blach ze stopu żaroodpornego na osnowie niklu Inconel 718 w funkcji mocy lasera przedstawiono wykreślnie na rysunku 2.



Rys. 2. Wpływ mocy lasera Trudisk 4002 na sprawność cieplną spawania blach cienkich ze stopu Inconel 718 o grubości 0,7 mm i 0,9 mm

4. DYSKUSJA WYNIKÓW BADAŃ

Dobór parametrów spawania laserem powinien być prowadzony tak, aby maksymalizować sprawność cieplną spawania. Sprawność cieplna lasera na stanowisku TruLaser 5020 zależy silnie od mocy zastosowanej do spawania. Z przedstawionych badań wynika, że sprawność tego lasera w zastosowaniu do spawania blach cienkich ze stopu na osnowie niklu Inconel 718 zmienia się w szerokim zakresie, od około 21% do 7%. Największe sprawności spawania uzyskiwano przy mocy 400 – 450 W i 650 – 700 W. Moce lasera w zakresie 500-600 W dawały najmniejsze sprawności spawania.

Ilość ciepła pochłoniętego przez materiał w punkcie padania wiązki laserowej zależy między innymi od współczynnika pochłaniania (absorpcji), o którym decyduje struktura geometryczna powierzchni (SGP) (chropowatość powierzchni). Powierzchnie blach ze stopu Inconel 718 były przed spawaniem poddane czyszczeniu (matowieniu) i posiadały takie same parametry SGP.

Mała sprawność cieplna lasera uzyskana w zakresie mocy 500-600 W mogła być efektem tego, że nagrzewanie laserowe blach odbywało się w powietrzu bez stosowania atmosfery ochronnej. Tworzące się tlenki metalu spawanego mogły wywołać zmianę absorpcyjności padającej wiązki laserowej, zmniejszając jej sprawność cieplną.

LITERATURA

- [1] Dul I.: *Zastosowanie i przetwarzanie stopów niklu w przemyśle lotniczym*, Przegląd Spawalnictwa, 7-8, 2009, s. 62-67.
- [2] Jędrusik A.: *Technologia cięcia, oczyszczania i spawania laserowego cienkich blach ze stopu Inconel 718*, praca doktorska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Rzeszów 2015.
- [3] Orłowicz A.W., Mróz M., Trytek A., Tupaj M., Betlej J., Płoszaj F.: *Kalorymetr przepływowy do pomiarów cieplnych w procesach spajania*, Patent nr P-384759, 2012.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.2

Received: 16.03.2021

Accepted: 14.09.2021

Aleksander MAZURKOW¹
Adam KALINA²

STATIC PROPERTIES OF PLAIN JOURNAL BEARING

To guarantee a proper operation of a bearing it is necessary that parameters characterizing it in conditions of the start-up phase, a steady state, and run-down phase are known. In the article, plain journal bearing models describing the condition before the start of relative motion ($\omega_J = 0$) were presented. The models were formulated on the grounds of both the Hertz theory and the general theory of elasticity. The bearing operation parameters calculated with the use of the Hertz theory and the solid bush model differ significantly. For the steady state, when $\omega_J = const$, operating conditions were determined from equations of the hydrodynamic lubrication theory. Comparative studies indicate that at higher loads, pressures in the journal-bush contact zone may prove to be decisive for proper operation of the bearing, rather than maximum pressures or maximum oil temperatures.

Keywords: slide bearings, oil film force, eccentricity ratio, distribution of stresses and deformations, journal bearing, bush bearing

1. LIST OF BASIC SYMBOLS

a — ellipse radius vector length [m]; B — bush width [m]; C_R — radial clearance [m]; C_{URmax} — maximum radial clearance with deformation taken into account [m]; E — Young's modulus [N/m^2]; E' — reduced Young's modulus [N/m^2]; F — load force (N); g_B — bush thickness [m]; h — oil film height [m]; r — reference system radial coordinate [m]; p — pressure in oil film [N/m^2]; R — radius [m]; R_{B1} — bush inner radius [m]; R_{B2} — bush outer radius [m]; T — temperature [$^{\circ}C$]; U_r — deformation in radial direction [m]; U_{rr} — relative deformation in radial direction; U_{φ} — deformation in circumferential direction [m]; $U_{\varphi\varphi}$ — relative deformation in circumferential direction [m]; x — Cartesian system coordinate [m]; y — Cartesian system coordinate [m]; z — Cartesian system coordinate [m]; 2α — journal-bush contact angle [rad]; η — oil dynamic viscosity [$Pa \cdot s$];

¹Autor do korespondencji: Aleksander Mazurkow, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej, Aleja Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651640, email: al-maz@prz.edu.pl

²Adam Kalina, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej, Aleja Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: 177432398, email: akalina@prz.edu.pl

ν — Poisson number; σ — stresses [N/m²]; σ_{rr} — stresses in direction of radial coordinate [N/m²]. Indexes: B — solid bush, H — Hertz model; J — journal.

2. INTRODUCTION

The phenomenon of occurrence of hydrodynamic oil film was first described by N. P. Pietrow [12], B. Towers [16], and O. Reynolds [14]. In subsequent years, the development of the theory of hydrodynamic lubrication was strongly influenced by works of A. Sommerfeld [15], G. Vogelpohl [17], and W. Kaniewski [4]. Currently conducted research pertains mainly to determination of properties of the hydrodynamic oil film with geometrical forms of the oil clearance taken into account [2, 5, 6, 10, 11]. For the state when the journal rotates at a speed of $\omega_J = \text{const}$, journal and bush surfaces are separated by an oil layer ($h_{\min} > h_{\lim}$). A proper operation of the bearing is affected by the position of the journal relative to the bush. In the oil film, pressure in the working area reaches the value of $p = p_{\max}$ and the temperature increases up to $T = T_{\max}$.

Studies are also undertaken for the state when the journal is stationary, i.e. $\omega_J = 0$. Modeling of operating conditions in such a case is a complex issue. In the course of starting from standstill, when the journal does not rotate, a complex state of stresses occurs in the journal-bush contact area. Journal and bush materials have significantly differing properties. Values of the longitudinal modulus of elasticity for bearing alloys are much smaller than those of steel alloys ($E_B < E_J$), whereas Poisson numbers for bearing bush alloys are higher than those of steels ($\nu_B > \nu_J$). Considerations concerning description of the phenomena occurring in the contact zone are carried out with the use of methods consisting of adopting certain assumptions concerning either distribution of stresses or distribution of deformations.

In the present paper, theoretical models of the state of stresses and deformations of the solid bush and the Hertz model of stresses and deformations are presented. The maximum values of stresses and deformations obtained from the two models are compared.

A characteristic was also developed on which the effect of load on bearing operation parameters is shown in both the starting phase and the steady-state conditions.

3. THE HERTZ MODEL OF STRESSES AND DEFORMATIONS

In the Hertz contact model (Figure 1), an ellipsoidal distribution of stresses is assumed in the journal-bush surface contact zone [3, 7, 8, 9, 18]:

$$\sigma_H(x) = \frac{\sigma_{H \max}}{a} \cdot \sqrt{a^2 - x^2}, \text{ gdzie } -a \leq x \leq a \quad (1)$$

For the assumed stress distribution, the maximum values such as the contact path length ($2a$), maximum stresses (σ_{\max}), and maximum deformations (U_{\max}) are determined from the equation of deformations:

$$\frac{E'}{\pi} \cdot \iint_S \frac{\sigma_H(x)}{x} dS = U_H(x) + \rho_z \cdot x^2 \quad (2)$$

where E' is the reduced Young's modulus:

$$E' = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (3)$$

and ρ_z is the reduced radius of curvature:

$$\rho_z = \frac{1}{2} \cdot \frac{R_{B1} - R_J}{R_{B1} \cdot R_J} \quad (4)$$

Adopting the journal-bush contact angle (2α) as the quantity of assumed value, other quantities describing operating parameters of the bearing in the starting conditions will be expressed by the following formulas:

$$2a = 2 \cdot R_{B1} \cdot \sin \alpha \quad (5)$$

$$F' = \frac{(R_{B1} - R_J) \cdot R_{B1} \cdot \sin^2 \alpha}{R_J \cdot E'} \quad (6)$$

$$\sigma_{H \max} = F' \cdot \frac{2}{\pi \cdot a} = \frac{F}{B} \cdot \frac{2}{\pi \cdot a} \quad (7)$$

$$U_{H \max} = E' \cdot \frac{\sigma_{H \max} \cdot \pi \cdot a}{2} \quad (8)$$

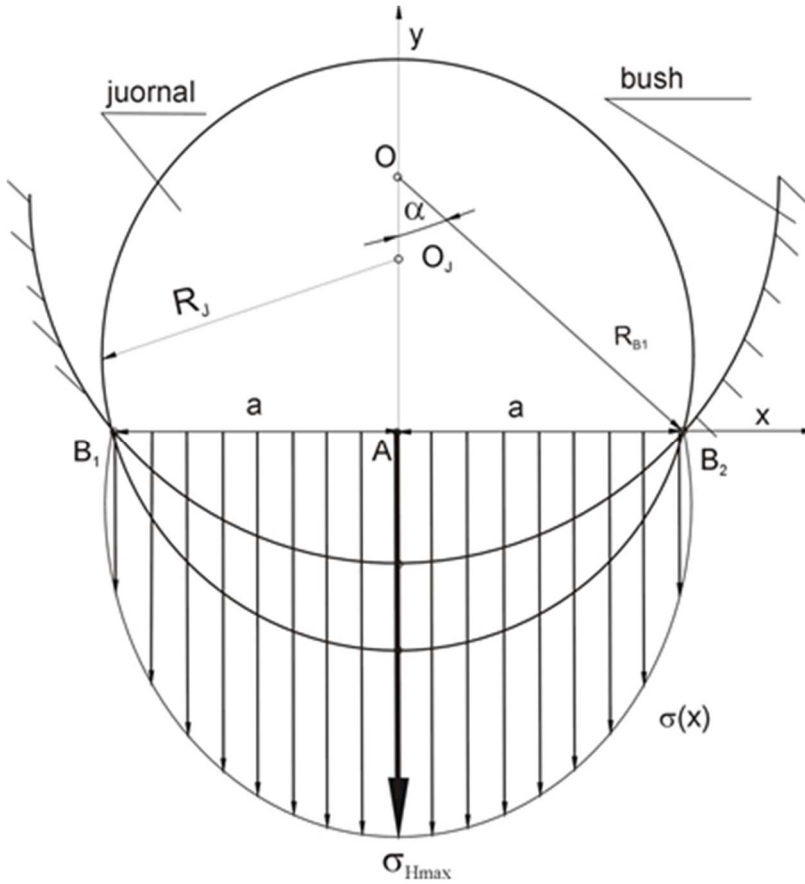


Fig. 1. Geometry and distribution of stresses and deformations for the Hertz model

For such adopted calculation model, the output quantities (F , σ_{Hmax} , U_{Hmax}) are functions of the contact surface geometry (ρ_z , B) and material properties (E').

4. THE MODEL OF STRESSES AND DEFORMATIONS IN THE JOURNAL-SOLID BUSH CONTACT ZONE

Distribution of stresses in the journal-bush contact zone (Fig. 2) can be also determined from equations of the theory of elasticity by adopting the following assumptions [7, 9]:

- journal and bush surfaces are perfectly smooth and circularly cylindrical,
- the bearing journal is non-deformable and only the bush is subject to deformations,
- bush deformation will be considered within the elastic range,

- relative deformations in direction of the variable (r) are described (Fig. 2) by the relationship:

$$U_{rr}(\varphi) = \frac{U_r(\varphi)}{R_{B2} - R_{B1}} = \frac{U_r(\varphi)}{g_B} \quad (9)$$

For the adopted assumptions, the relationships sufficient to determine the bush thickness as well as stress and deformation distributions are obtained. The quantities are as follows:

$$\sigma_{rr}(\varphi) = \frac{E}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu)} \cdot [(1-\nu) \cdot U_{rr}(\varphi) + \nu \cdot U_{\varphi\varphi}(\varphi)] \quad (10)$$

dla $|\varphi| \leq \alpha$

$$\sigma_{rr}(\varphi) = 0 \quad \text{dla } |\varphi| \geq \alpha$$

$$\sigma_{rr}(\varphi = 0) = \sigma_{rr \max} \quad (11)$$

where:

$$-U_r(\varphi) = -U_{rr}(\varphi) \cdot g_B = \begin{cases} -\frac{C_{ur \max} \cdot \cos \varphi - C_R}{g_B} \quad \text{dla } |\varphi| \leq \alpha \\ -\frac{C_{ur \max} \cdot \cos \alpha - C_R}{g_B} \quad \text{dla } |\varphi| \geq \alpha \end{cases} \quad (12)$$

$$C_{ur \max} = \frac{C_R}{\cos \alpha} \cdot \frac{1}{\left(\frac{\nu}{1-\nu}\right)^2 \frac{\operatorname{tg} \alpha - \alpha}{\pi} + 1} \quad (13)$$

$$U_{\varphi\varphi}(\varphi) = \begin{cases} \frac{1}{(1-\nu) \cdot \nu \cdot g_B} \cdot [C_{ur \max} \cdot (\nu^2 \cdot \cos \varphi + \cos \alpha \cdot (1-2\nu)) - C_R \cdot (1-\nu)^2] \quad \text{dla } |\varphi| \leq \alpha \\ \frac{(1-\nu)}{\nu \cdot g_B} \cdot (C_{ur \max} \cdot \cos \varphi - C_R) \quad \text{dla } |\varphi| \geq \alpha \end{cases} \quad (14)$$

$$U_{r \max} = C_{ur \max} - C_R \quad (15)$$

$$g_B = R_{B2} - R_{B1} \quad (16)$$

$$C_R = R_{B1} - R_J \quad (17)$$

$$F = \int_{-\alpha-B/2}^{\alpha-B/2} \int \sigma_{rr}(\varphi) d\varphi \quad (18)$$

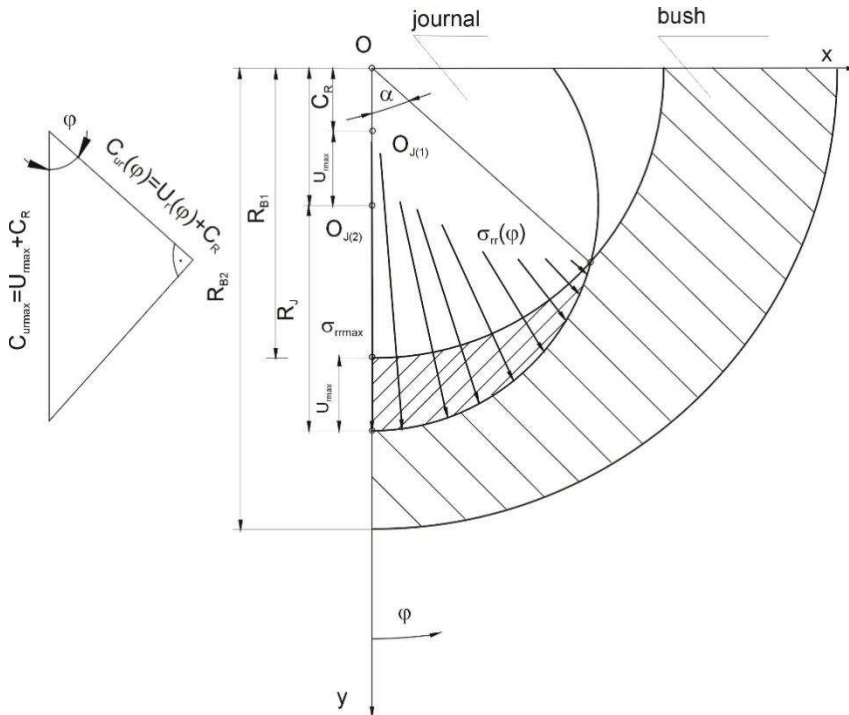


Fig. 2. The state of stresses and deformation in the plain journal bearing bush

As it follows from equations (9–18), radial stresses ($\sigma_{rr}(\varphi)$) are functions of material constants (E , ν), and radial and circumferential deformations (U_{rr} , $U_{\varphi\varphi}$). The deformations (U_{rr} , $U_{\varphi\varphi}$) are functions of radial clearance (C_R), the contact angle (α), and the Poisson number (ν). Similarly, adopting the model assumption that the bush is non-deformable and only the journal is subject to deformation, it is possible to determine stresses and deformations of the latter. In such a case, the value of the contact path length ($2a$), maximum stresses (σ_{rrmaxJ} , σ_{rrmaxB}), and deformations (U_{rmaxJ} , U_{rmaxB}) of journal and bush in the contact area for materials with different properties (E , ν) will assume values $a_J \neq a_B$, $\sigma_{maxJ} \neq \sigma_{maxB}$, and $U_{maxJ} \neq U_{maxB}$.

5. BEARING OPERATION IN FLUID FRICTION CONDITIONS

Properties of plain journal bearings (Fig. 3) in fluid friction steady-state conditions ($\omega J = \text{const}$) can be described with the following system of equations [1, 4, 5, 6, 7]:

- oil clearance form:

$$h = 0,5 \cdot D \cdot \psi_{eff} \cdot [1 + \varepsilon \cdot \cos(\varphi - \beta)], \quad \text{gdzie } \psi_{eff} = \frac{C_{eff}}{D} \quad (19)$$

- pressure distribution in the oil clearance:

$$\frac{4}{D^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(h^3 \cdot \frac{\partial p}{\partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6 \cdot \eta \cdot \omega_J \cdot \frac{\partial h}{\partial \varphi} \quad (20)$$

- temperature distribution in the oil clearance:

$$\frac{\tilde{v}_x}{R_J} \frac{\partial T}{\partial \varphi} + \tilde{v}_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\eta}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \left[\left[\frac{\partial v_x}{\partial y} \right]^2 + \left[\frac{\partial v_z}{\partial y} \right]^2 \right] dy \quad (21)$$

- flow velocity components in direction of axes (x) and (z) described by relationships:

$$\begin{aligned} \tilde{v}_x &= \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} y(y-h) + \frac{\omega_J \cdot R}{h} y \right] dy, \\ \tilde{v}_z &= \frac{1}{h} \int_0^h \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial z} y(y-h) \right] dy, \end{aligned} \quad (22)$$

- oil viscosity as a function of temperature: $\eta = \eta(T)$

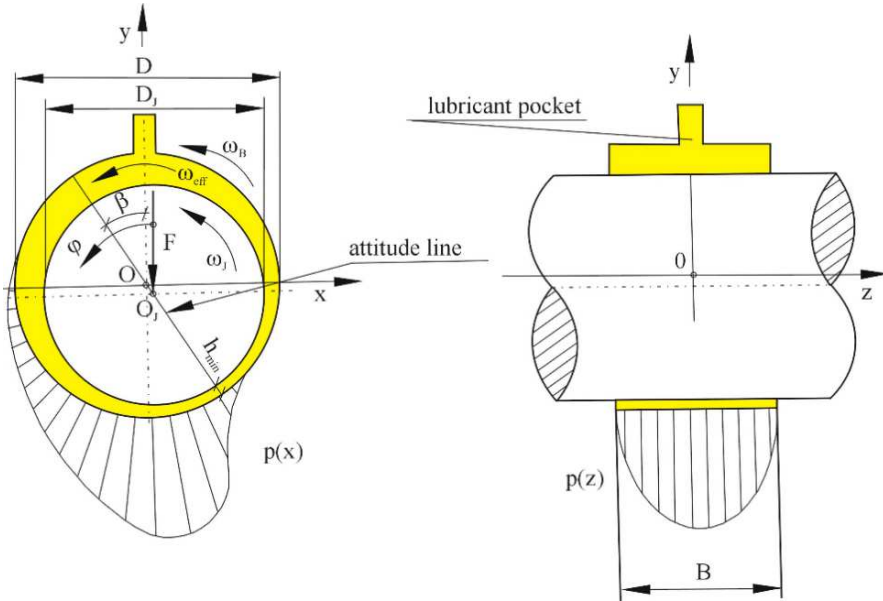


Fig. 3. Geometry and pressure distribution in a plain journal bearing fed with fresh oil from lubrication pocket

By solving the system of equations (19–22) it is possible to determine quantities necessary to work out static and dynamic characteristics of a plain journal bearing [1, 5, 6]. The set of the parameters defining properties of the bearing comprises:

- the relative eccentricity

$$\varepsilon = \frac{e}{C_{Ref}} \quad (23)$$

where $e = \overline{OO_j}$ — eccentricity, $C_{Ref} = (R_{B1} - R_j)_{eff}$ — effective radial clearance, β — the attitude line angle,

- the Sommerfeld number:

$$S_0 = \frac{F \cdot \psi_{ef}^2}{B \cdot D_{B1} \cdot \eta_{ef} \cdot \omega_j} \quad (24)$$

- oil film maximum pressure:

$$p_{max} = p_{max}(x, y, z), \quad (25)$$

- oil film maximum temperature:

$$T_{\max} = T_{\max}(x, y, z), \quad (26)$$

- oil film minimum height:

$$h_{\min} = h_{\min}(x, y, z), \quad (27)$$

6. A COMPUTATIONAL EXAMPLE

The study was carried out for the stationary state with the use of the Hertz model and for cases when either the bearing bush or bearing journal is subject to deformation. Geometry of surfaces is summarized in Table 1, whereas operation of the bearing in fluid friction conditions was analyzed for the journal speed $\omega_J = 78.54 \text{ s}^{-1}$ ($n_J = 750 \text{ rpm}$), oil VG150.

Table 1. A computational example

Quantity	Type of model assumed for computation	
	Hertz model	Models in which bush or journal deforms
R_J – journal diameter [m]	$209,745 \cdot 10^{-3}$	$209,745 \cdot 10^{-3}$
R_{B1} – bush inner diameter [m]	$210,00 \cdot 10^{-3}$	$210,00 \cdot 10^{-3}$
R_{B2} – bush outer diameter [m]	-	$230,00 \cdot 10^{-3}$
B – bush width [m]	$315,00 \cdot 10^{-3}$	$315,00 \cdot 10^{-3}$
E_J – Young's modulus of journal material [Pa]	$2,1 \cdot 10^{11}$	$2,1 \cdot 10^{11}$
E_B – Young's modulus of bush material [Pa]	$0,38 \cdot 10^{11}$	$0,38 \cdot 10^{11}$
ν_J – Poisson number of journal material	0,3	0,3
ν_B – Poisson number of bush material	0,38	0,38
2α – journal-bush contact angle [rad]	0,04– 0,33	0,01– 0,23

The static characteristic was developed in terms of functions $U_{\max}(F)$, $\sigma_{\max}(F)$, $p_{\max}(F)$, $h_{\min}(F)$, and $T_{\max}(F)$. The functions in the form of plots are presented in Figure 4.

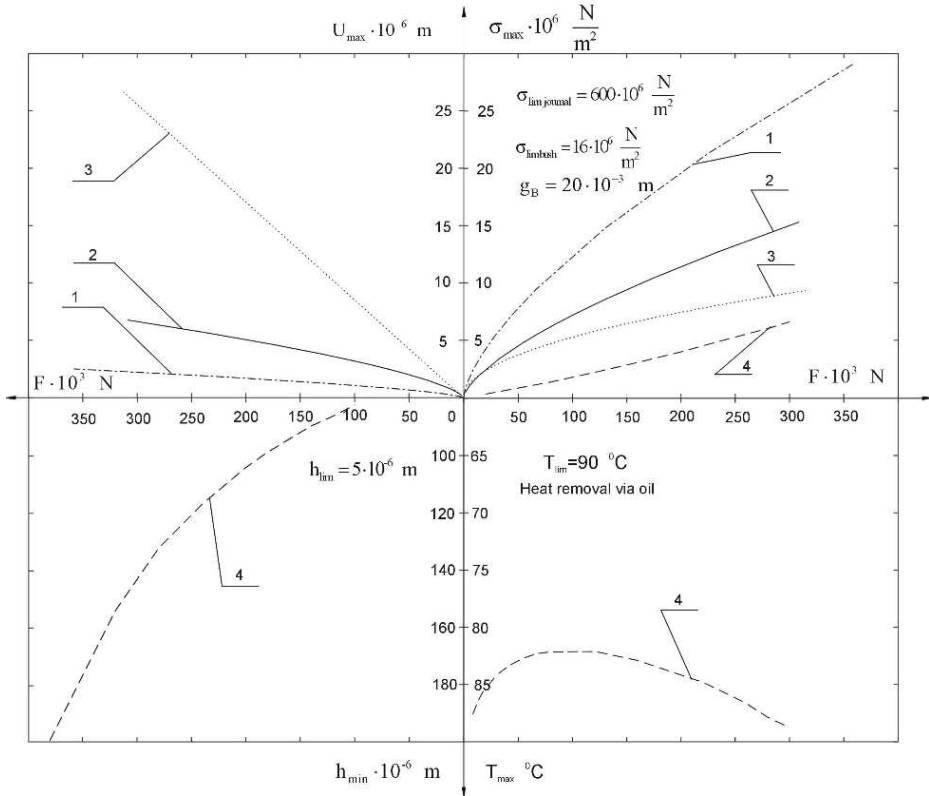


Fig. 4. Dynamic characteristics of the plain journal bearing. The quantities shown in the drawing concern: 1 – journal; 2 – solid bush; 3 – Hertz model; 4 – hydrodynamic oil film

7. COMPARATIVE ANALYSIS OF RESEARCH RESULTS

From the analysis of the course of functions presented in Figure 4, the following conclusions can be drawn:

- The oil film minimum height for $\omega_J = 78.54 [s^{-1}]$ decreases with increasing load value. For the load $F = 300 [kN]$, the minimum oil film height is $h_{min} = 82 [\mu m]$,
- the oil film maximum temperature for $\omega_J = 78.54 [s^{-1}]$ increases with increasing load on the bearing. For the load $F = 300 [kN]$, the maximum temperature is $T_{max} = 89[^\circ C]$,
- maximum pressure values in starting conditions ($\omega_J = 0$) and the maximum pressure in oil film ($\omega_J = 78.54 [s^{-1}]$) increase with increasing load. The values calculated for the load $F = 300 [kN]$ are as follows:

Fluid friction model	Hertz model	Deformable solid bush model	Deformable journal model
$p_{max} = 6,5 \text{ MPa}$	$\sigma_{Hmax} = 9,0 \text{ MPa}$	$\sigma_{Brrmax} = 15 \text{ MPa}$	$\sigma_{Jrrmax} = 25,5 \text{ MPa}$
-	$2a = 133,1 \text{ mm}$	$2a = 95,0 \text{ mm}$	$2a = 55,0 \text{ mm}$

Adopting the Hertz model for calculations results in significantly lower values of maximum stresses compared to the model of non-deformable solid bush and the deformable journal model,

- maximum deformation values are the increasing functions. In case of the Hertz model, the sum of bearing bush and journal deformations is calculated, whereas in models of deformable bush or deformable journal, deformation of either journal or bush is only determined. The calculated maximum deformation values for the load $F = 300 \text{ [kN]}$ are as follows:

Fluid friction model	Hertz model	Deformable solid bush model	Deformable journal model
$\omega_j = 78,54 \text{ [1/s]}$	$\omega_j = 0$	$\omega_j = 0$	$\omega_j = 0$
$h_{min} = 82,3 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Hmax} = 25,5 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Brrmax} = 6,5 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Jrrmax} = 2,0 \text{ }\mu\text{m}$

The sum of journal and bush deformations calculated from Hertz formulae is larger than the sum of deformations calculated for the solid bush model.

8. CONCLUSIONS

To guarantee a proper operation of a bearing it is necessary that parameters characterizing it in conditions of the start-up phase, a steady state, and run-down phase are known. In the article, plain journal bearing models were presented. The models were formulated on the grounds of both the Hertz theory and the theory of hydrodynamic lubrication. These models enable to calculate the operating parameters in the initial start-up phase and in the state of static equilibrium.

For a plain bearing with the inner diameter of the bushing $D = 0,42 \text{ m}$, load $F = 300 \text{ kN}$, angular velocity $\omega_j = 78,54 \text{ 1/s}$, the conditions for maintaining fluid friction were met.

Construction materials for the journal and the bush with significantly different properties were adopted for the tests:

- steel for the journal $E_j = 2.1 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$, $\nu = 0.3$,
- bearing alloy for the bush $E_j = 0.38 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$, $\nu = 0.38$.

For the adopted calculation models of Hertz and the splitted bush, significantly different values of maximum strains and stresses were obtained. These models describe the bearing start-up process in which the permissible pressure and defor-

mation values are decisive for its correct operation. The determination which model more accurately reflects the actual operating conditions of the bearing arrangement during start-up requires additional experimental tests. The results will be presented in the next article after the research.

REFERENCES

- [1] DIN 31652, Teil 1, 2, 3: Hydrodynamische Radial – Gleitlager im stationärem Betrieb.
- [2] DIN 31653, Teil 1, 2, 3: Hydrodynamische Axial – Gleitlager im stationärem Betrieb.
- [3] Huber M.T.: *Teoria sprężystości*. PWN, Warszawa 1954.
- [4] Kaniewski W.: *Warunki brzegowe diatermicznego filmu smarnego*. Zeszyty naukowe Politechniki Łódzkiej. Zeszyt specjalny, z.14, 1997.
- [5] Kiciński J.: *Dynamika wirników i łożysk ślizgowych*. Instytut Maszyn Przepływowych im. R. Szewalskiego PAN, tom 28. Gdańsk 2005.
- [6] Mazurkow A.: *Właściwości statyczne i dynamiczne, metoda projektowania łożysk ślizgowych z panewką pływającą*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2009.
- [7] Mazurkow A.: *Łożyskowanie ślizgowe, podstawy teoretyczne, właściwości, uszkodzenia*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2013. ISBN 978-83-7199-6.
- [8] Mazurkow A.: *Wybrane zagadnienia z teorii smarowania łożysk ślizgowych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2015.
- [9] Pałuch M.: *Podstawy teorii sprężystości i plastyczności z przykładami*. Politechnika Krakowska, Kraków 2006.
- [10] Parszewski Z.: *Drgania i dynamika Maszyn*. WNT, Warszawa 1982.
- [11] Pietrow N.P.: *Inżynierijny żurnal, 1883: także Izbranyje Truda pod red. Lejbenzona L.S., ANSSSR, 1948*
- [12] Remizow D.: *Plastmasowyje podszipnikowyje uzly*. Izdatielstwo pricharkowskom gosudarstwiennom uniwersitetie, Charkow, 1982
- [13] Reynolds O.: *On the efficiency of belts or straps as communicators of work*. Engineer No. 27, 1874.
- [14] Sommerfeld A.: *Zur hydrodynamischer Theorie der Schmiermittelreibung*. Z. angew. Math. Phys, 50, 97-155, 1904.
- [15] Towers B. Proc. Instn. Mech. Engrs. 58, 1885.
- [16] Vogelpohl G.: „Betriebssichere Gleitlager Berechnungs- verfahren für Konstruktion und Betrieb” Verlag Berlin / Heidelberg/ New York, 1967.
- [17] Zakrzewski M., Zawadzki J., *Wytrzymałość materiałów*. PWN, Warszawa 1983.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.3

Received: 15.06.2021

Accepted: 28.11.2021

Aleksander MAZURKOW¹
Adam KALINA²

WŁAŚCIWOŚCI STATYCZNE POPZRZECZNEGO ŁOŻYSKA ŚLIZGOWEGO

Zagwarantowanie prawidłowej pracy łożyska wymaga znajomości parametrów pracy zarówno dla fazy rozruchu, stanu ustalonego jak i wybiegu. W publikacji przedstawiono modele łożysk ślizgowych opisujące rozruch, gdy czop się nie obraca ($\omega_J = 0$). Modele te sformułowano wychodząc zarówno z teorii Hertza jak i teorii sprężystości. Obliczone parametry pracy z zastosowaniem teorii Hertza oraz modelu panewki nierozciątej znacznie się różnią. Dla stanu ustalonego, gdy $\omega_J = const$, warunki pracy wyznaczono z równań hydrodynamicznej teorii smarowania. Badania porównawcze wykazują, że przy większych obciążeniach o prawidłowej pracy łożyska mogą decydować naciski w strefie kontaktu czop–panewka a nie maksymalne ciśnienia, czy też maksymalne temperatury oleju.

Słowa kluczowe: łożyska ślizgowe, nośność filmu olejowego, mimosrodowość względna, rozkład naprężeń i odkształceń, czop, panewka

1. WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

a — długość promienia elipsy [m], B — szerokość panewki, C_R — luz promieniowy [m], C_{URmax} — maksymalny luz promieniowy z uwzględnieniem odkształcenia [m], E — moduł Younga [N/m^2], E' — zastępczy moduł Younga [N/m^2], F — obciążenie [N], g_B — grubość panewki, h — wysokość filmu olejowego [m], r — współrzędna promieniowa układu odniesienia [m], p — ciśnienie w filmie olejowym [N/m^2], R — promień [m], R_{B1} — promień wewnętrzny panewki [m], R_{B2} — promień zewnętrzny panewki [m], T — temperatura [$^{\circ}C$], U_r — odkształcenie w kierunku promieniowym [m], U_{rr} — względne odkształcenie w kierunku promieniowym, U_{φ} — odkształcenie w kierunku obwodowym [m], $U_{\varphi\varphi}$ — względne odkształcenie w kierunku obwodowym [m], x — współrzędna kartezjańskiego układu odniesienia [m], y — współrzędna kartezjańskiego układu odniesienia [m], z — współrzędna kartezjańskiego układu odniesienia [m], 2α — kąt kontaktu czopa i panewki, η — lepkość dynamiczna oleju [$Pa \cdot s$], ν — liczba

¹Autor do korespondencji: Aleksander Mazurkow, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej, Aleja Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651640, email: almaz@prz.edu.pl

²Adam Kalina, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej, Aleja Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: 177432398, email: akalina@prz.edu.pl

Poissona, σ — naprężenia [N/m^2], σ_{rr} — naprężenia w kierunku współrzędnej promieniowej [N/m^2]. Indeksy: B — panewka stała, H — model Hertza, J — czop.

2. WPROWADZENIE

Zjawisko powstawania hydrodynamicznego filmu olejowego jako pierwsi opisali N.P. Pietrow [12], B. Towers [16], oraz O. Reynolds [14]. W dalszych latach istotny wpływ w rozwój hydrodynamicznej teorii smarowania wnieśli A. Sommerfeld [15], G. Vogelpohl [17], W. Kaniewski [4]. Aktualnie badania związane są określeniem właściwości hydrodynamicznego filmu olejowego uwzględniającego różne postacie geometryczne szczeliny smarowej [2, 5, 6, 10, 11]. Dla stanu, gdy czop obraca się z prędkością $\omega_J = \text{const}$. powierzchnie czopa i panewki są oddzielone warstwą oleju ($h_{\min} > h_{\lim}$). Na prawidłową pracę łożyska wpływ ma położenie czopa względem panewki. W filmie olejowym ciśnienie w strefie roboczej osiąga wartość $p = p_{\max}$, a temperatura $T = T_{\max}$.

Badania są prowadzone także dla stanu, gdy czop się nie obraca $\omega_J = 0$. Zamodelowanie warunków pracy w tym przypadku jest złożonym problemem. Podczas rozruchu, gdy czop się nie obraca w strefie kontaktu z panewką występuje złożony stan naprężeń. Materiały konstrukcyjne czopa i panewki mają znacznie różniące się właściwości. Moduły sprężystości wzdłużnej stopów łożyskowych są znacznie mniejsze niż dla stopów stali ($E_B < E_J$), natomiast liczby Poissona dla stopów łożyskowych są większe niż dla stali ($\nu_B > \nu_J$). Do rozważań związanych z opisem zjawisk zachodzących w strefie kontaktu stosuje się metody polegające na przyjęciu założeń co do rozkładu naprężeń, czy też rozkładu odkształceń.

W publikacji przedstawiono modele teoretyczne stanu naprężeń i odkształceń panewki nierozciątej oraz model naprężeń i odkształceń Hertza. Uzyskane za pomocą obu modeli wartości maksymalne naprężeń oraz odkształceń porównano.

Zbudowano także charakterystykę na której pokazano jak wpływa obciążenie na parametry pracy łożyska w fazie rozruchu jak i w stanie ustalonym.

3. MODEL NAPRĘŻEŃ ORAZ ODKSZTAŁCEŃ HERTZA

W modelu Hertza (rys.1) w strefie kontaktu powierzchni czopa i panewki [3, 7, 8, 9, 18] zakłada się elipsoidalny rozkład naprężeń:

$$\sigma_H(x) = \frac{\sigma_{H \max}}{a} \cdot \sqrt{a^2 - x^2}, \text{ gdzie } -a \leq x \leq a \quad (1)$$

Dla przyjętego rozkładu naprężeń wartości maksymalne jak długość odcinka kontaktu ($2a$), maksymalne naprężenia (σ_{\max}) i odkształcenia (U_{\max}) wyznacza się z równania odkształceń:

$$\frac{E'}{\pi} \cdot \iint_S \frac{\sigma_H(x)}{x} dS = U_H(x) + \rho_z \cdot x^2 \quad (2)$$

gdzie:

- zastępczy moduł Younga wynosi:

$$E' = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (3)$$

- promień zastępczy wynosi:

$$\rho_z = \frac{1}{2} \cdot \frac{R_{B1} - R_J}{R_{B1} \cdot R_J} \quad (4)$$

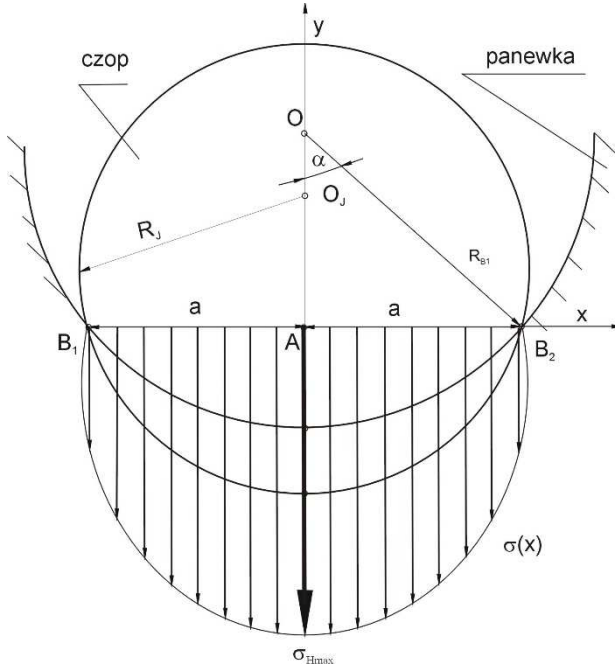
Przyjmując do obliczeń jako wielkość zadaną kąt kontaktu powierzchni czopa i panewki (2α) wartości wielkości opisujących parametry pracy łożyska podczas jego rozruchu będą wyrażane wzorami:

$$2a = 2 \cdot R_{B1} \cdot \sin \alpha \quad (5)$$

$$F' = \frac{(R_{B1} - R_J) \cdot R_{B1} \cdot \sin^2 \alpha}{R_J \cdot E'} \quad (6)$$

$$\sigma_{H \max} = F' \cdot \frac{2}{\pi \cdot a} = \frac{F}{B} \cdot \frac{2}{\pi \cdot a} \quad (7)$$

$$U_{H \max} = E' \cdot \frac{\sigma_{H \max} \cdot \pi \cdot a}{2} \quad (8)$$



Rys. 1. Geometria, rozkład odkształceń i naprężeń dla modelu Hertza

Dla tak przyjętego modelu obliczeniowego wielkości wynikowe (F , σ_{Hmax} , U_{Hmax}) są funkcją geometrii powierzchni kontaktu (ρ_z, B) oraz właściwości materiałowych (E').

4. MODEL NAPRĘŻEŃ I ODKSZTAŁCEŃ W STREFIE KONTAKTU CZOP PANEWKA NIEROZCIĘTA

Rozkład naprężeń w strefie kontaktu czop – panewka (rys.2) można wyznaczyć także z równań teorii sprężystości przyjmując założenia [7, 9]:

- powierzchnie czopa i panewki są idealnie gładkie i kołowo - cylindryczne,
- czop łożyskowy będzie nieodkształcalny, odkształceniom podlegać będzie panewka,
- odkształcenia panewki będą rozpatrywane w zakresie sprężystym,
- deformacje względne w kierunku zmiennej (r) opisano (rys.2) zależnością:

$$U_{rr}(\varphi) = \frac{U_r(\varphi)}{R_{B2} - R_{B1}} = \frac{U_r(\varphi)}{g_B} \quad (9)$$

Dla przyjętych założeń otrzymuje się zależności pozwalające na wyznaczenie grubości, rozkładów naprężeń oraz odkształceń panewki. Wielkości te wynoszą:

$$\sigma_{rr}(\varphi) = \frac{E}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu)} \cdot [(1-\nu) \cdot U_{rr}(\varphi) + \nu \cdot U_{\varphi\varphi}(\varphi)]$$

dla $|\varphi| \leq \alpha$

(10)

$$\sigma_{rr}(\varphi) = 0 \quad \text{dla } |\varphi| \geq \alpha$$

$$\sigma_{rr}(\varphi = 0) = \sigma_{rr \max}$$
(11)

gdzie:

$$-U_r(\varphi) = -U_{rr}(\varphi) \cdot g_B = \begin{cases} -\frac{C_{ur \max} \cdot \cos \varphi - C_R}{g_B} & \text{dla } |\varphi| \leq \alpha \\ -\frac{C_{ur \max} \cdot \cos \alpha - C_R}{g_B} & \text{dla } |\varphi| \geq \alpha \end{cases}$$
(12)

$$C_{ur \max} = \frac{C_R}{\cos \alpha} \cdot \frac{1}{\left(\frac{\nu}{1-\nu}\right)^2 \frac{\operatorname{tg} \alpha - \alpha}{\pi} + 1}$$
(13)

$$U_{\varphi\varphi}(\varphi) = \begin{cases} \frac{1}{(1-\nu) \cdot \nu \cdot g_B} \cdot [C_{ur \max} \cdot (\nu^2 \cdot \cos \varphi + \cos \alpha \cdot (1-2\nu)) - C_R \cdot (1-\nu)] & \text{dla } |\varphi| \leq \alpha \\ \frac{(1-\nu)}{\nu \cdot g_B} \cdot (C_{ur \max} \cdot \cos \varphi - C_R) & \text{dla } |\varphi| \geq \alpha \end{cases}$$
(14)

$$U_{r \max} = C_{ur \max} - C_R$$
(15)

$$g_B = R_{B2} - R_{B1}$$
(16)

$$C_R = R_{B1} - R_J$$
(17)

5. PRACA ŁOŻYSKA W WARUNKACH TARCIA PŁYNNEGO

Właściwości poprzecznych łożysk ślizgowych (rys. 3) w warunkach tarcia płynnego, w stanie ustalonym ($\omega_J = const$) można opisać równaniami [1, 4, 5, 6, 7]:

- kształtu szczeliny smarowej:

$$h = 0,5 \cdot D \cdot \psi_{eff} \cdot [1 + \varepsilon \cdot \cos(\varphi - \beta)], \quad \text{gdzie } \psi_{eff} = \frac{C_{eff}}{D} \quad (19)$$

- rozkładu ciśnienia w szczelinie smarowej:

$$\frac{4}{D^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(h^3 \cdot \frac{\partial p}{\partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6 \cdot \eta \cdot \omega_J \cdot \frac{dh}{d\varphi} \quad (20)$$

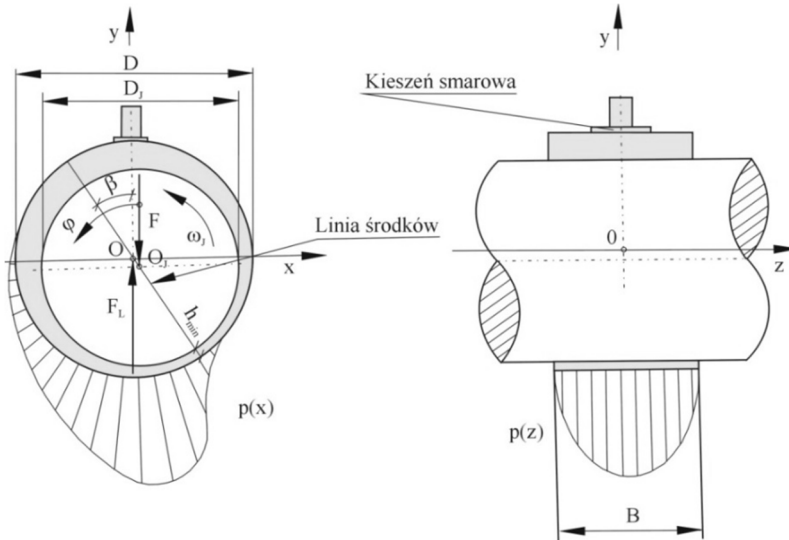
- rozkładu temperatury w szczelinie smarowej:

$$\frac{\tilde{v}_x}{R_J} \cdot \frac{\partial T}{\partial \varphi} + \tilde{v}_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\eta}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \left[\left[\frac{\partial v_x}{\partial y} \right]^2 + \left[\frac{\partial v_z}{\partial y} \right]^2 \right] dy \quad (21)$$

- Składowych prędkości przepływu w kierunku osi (x) i (z) są opisane zależnościami:

$$\begin{aligned} \tilde{v}_x &= \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} y(y-h) + \frac{\omega_J \cdot R}{h} y \right] dy, \\ \tilde{v}_z &= \frac{1}{h} \int_0^h \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial z} y(y-h) \right] dy, \end{aligned} \quad (22)$$

- lepkości oleju w funkcji temperatury: $\eta = \eta(T)$



Rys. 3. Geometria oraz rozkład ciśnienia w poprzecznym łożysku ślizgowym zasilanym świeżym olejem z kieszeni smarowej

Rozwiązanie układu równań (18-21) pozwala na wyznaczenie wielkości pozwalających na zbudowanie charakterystyk statycznych i dynamicznych poprzecznego łożyska ślizgowego [1, 5, 6]. Zbiór parametrów określających właściwości łożyska stanowią wielkości:

- mimośrodkowość względna

$$\varepsilon = \frac{e}{C_{Ref}} \quad (23)$$

gdzie: $e = \overline{OO_j}$ — mimośrodkowość, $C_{Ref} = (R_{B1} - R_j)_{eff}$ — efektywny luz promieniowy, β — kąt położenia linii środków,

- liczba Sommerfelda:

$$S_0 = \frac{F \cdot \psi_{ef}^2}{B \cdot D_{B1} \cdot \eta_{ef} \cdot \omega_j} \quad (24)$$

- maksymalne ciśnienie filmu olejowego:

$$p_{max} = p_{max}(x, y, z), \quad (25)$$

- maksymalna temperatura filmu olejowego:

$$T_{max} = T_{max}(x, y, z), \quad (26)$$

- minimalna wysokość filmu olejowego:

$$h_{\min} = h_{\min}(x, y, z), \quad (27)$$

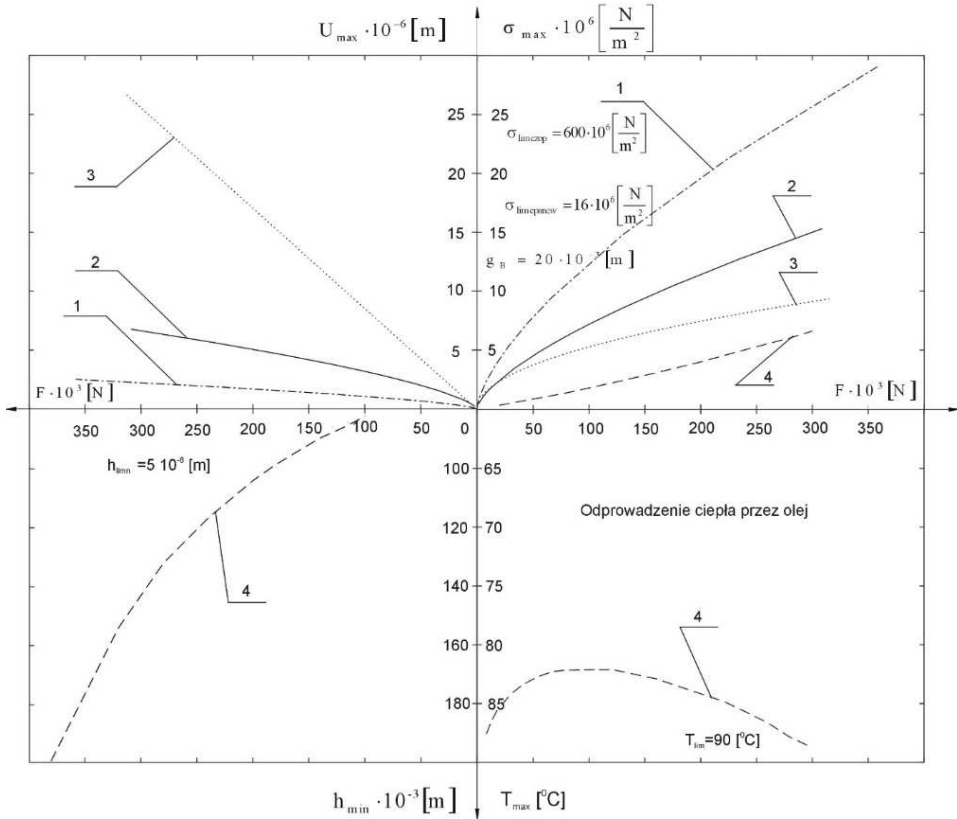
6. PRZYKŁAD OBLICZENIOWY

Badania zostały przeprowadzone w stanie spoczynku dla modeli Hertza oraz przypadków, gdy odkształca się panewka lub czop łożyskowy. Geometrię powierzchni przedstawiono w tabl. 1. Natomiast praca łożyska w warunkach tarcia płynnego została rozpatrzona dla prędkości $\omega_j = 78,54 [1/s]$ ($n_j = 750 [obr/min]$), olej VG150.

Tabela. 1. Przykład obliczeniowy

Wielkość	Rodzaj przyjętego do obliczeń modelu	
	Model Hertza	Modele w których odkształca się panewka lub czop
R_J – Średnica czopa [m]	$209,745 \cdot 10^{-3}$	$209,745 \cdot 10^{-3}$
R_{B1} – Średnica wewnętrzna panewki [m]	$210,00 \cdot 10^{-3}$	$210,00 \cdot 10^{-3}$
R_{B2} – Średnica zewnętrzna panewki [m]	-	$230,00 \cdot 10^{-3}$
B – Szerokość panewki [m]	$315,00 \cdot 10^{-3}$	$315,00 \cdot 10^{-3}$
E_J – Moduł Younga materiału czopa [Pa]	$2,1 \cdot 10^{11}$	$2,1 \cdot 10^{11}$
E_B – Moduł Younga materiału panewki [Pa]	$0,38 \cdot 10^{11}$	$0,38 \cdot 10^{11}$
ν_J – Liczba Poissona materiału czopa	0,3	0,3
ν_B – Liczba Poissona materiału panewki	0,38	0,38
2α – kąt kontaktu czopa i panewki [rad]	0,04- 0,33	0,01- 0,23

Zbudowano charakterystykę statyczną opisaną przez funkcje: $U_{\max}(F)$, $\sigma_{\max}(F)$, $p_{\max}(F)$, $h_{\min}(F)$, $T_{\max}(F)$. Funkcje te w formie graficznej przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Charakterystyka dynamiczna poprzecznego łożyska ślizgowego. Wielkości na rysunku odnoszą się do: 1 – czopa, 2 – panewki nierozciętej, 3 – modelu Hertza, 4 – filmu olejowego hydrodynamicznego

7. ANALIZA PORÓWNAWCZA WYNIKÓW BADAŃ

Analizując przebiegi funkcji przedstawionych na rys. 4 można sformułować wnioski:

- minimalna wysokość filmu olejowego dla $\omega_f = 78,54 [1/s]$ maleje wraz ze wzrostem obciążenia. Dla obciążenia $F = 300 [kN]$ minimalna wysokość wynosi $h_{min} = 82 [\mu m]$,
- maksymalna temperatura filmu olejowego dla $\omega_f = 78,54 [1/s]$ rośnie wraz z obciążeniem łożyska. Dla obciążenia $F = 300 [kN]$ maksymalna temperatura wynosi $T_{max} = 89 [^{\circ}C]$,
- wartości maksymalnych nacisków podczas rozruchu ($\omega_f = 0$) i maksymalnego ciśnienia w filmie olejowym ($\omega_f = 78,54 [1/s]$) rosną wraz z obciążeniem. Obliczone wartości dla obciążenia $F = 300 [kN]$ wynoszą:

Model tarcia płynnego	Model Hertza	Model odkształcalnej panewki nierozciętej	Model odkształcalnego czopa łożyskowego
$p_{max} = 6,5 \text{ MPa}$	$\sigma_{Hmax} = 9,0 \text{ MPa}$	$\sigma_{Brmax} = 15 \text{ MPa}$	$\sigma_{Jrmax} = 25,5 \text{ MPa}$
-	$2a = 133,1 \text{ mm}$	$2a = 95,0 \text{ mm}$	$2a = 55,0 \text{ mm}$

Przyjęcie do obliczeń modelu Hertza skutkuje znacznie niższymi wartościami maksymalnych naprężeń w stosunku do modelu odkształcalnej nierozciętej panewki oraz modelu czopa odkształcalnego, wartości maksymalnych odkształceń są funkcjami rosnącymi. W przypadku modelu Hertza oblicza się sumę odkształceń panewki i czopa łożyskowego. Natomiast za pomocą modeli odkształcalnej panewki, czy też odkształcalnego czopa wyznacza się odkształcenia tylko czopa lub panewki. Obliczone wartości maksymalnych odkształceń dla obciążenia $F = 300 \text{ [kN]}$ wynoszą:

Model tarcia płynnego $\omega_j = 78,54 \text{ [1/s]}$	Model Hertza $\omega_j = 0$	Model odkształcalnej panewki nierozciętej $\omega_j = 0$	Model odkształcalnego czopa łożyskowego $\omega_j = 0$
$h_{min} = 82,3 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Hmax} = 25,5 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Brmax} = 6,5 \text{ }\mu\text{m}$	$U_{Jrmax} = 2,0 \text{ }\mu\text{m}$

Suma odkształceń czopa i panewki obliczona ze wzorów Hertza jest większa od sumy odkształceń obliczonych dla modelu panewki nierozciętej.

8. PODSUMOWANIE

Zagwarantowanie prawidłowej pracy łożyska wymaga znajomości parametrów pracy zarówno dla fazy rozruchu, stanu ustalonego jak i wybiegu. W pracy przedstawiono modele łożysk ślizgowych, które sformułowano wychodząc zarówno z teorii sprężystości jak i hydrodynamicznej teorii smarowania. Modele te pozwalają na obliczenie parametrów pracy w początkowej fazie rozruchu oraz stanie równowagi statycznej.

Dla łożyska ślizgowego o średnicy wewnętrznej panewki $D = 0,42 \text{ m}$, obciążenia $F = 300 \text{ kN}$, prędkości kątowej $\omega_j = 78,54 \text{ 1/s}$ warunki zachowania tarcia płynnego zostały spełnione.

Do badań przyjęto materiały konstrukcyjne czopa i panewki łożyskowej o znacznie różniących się właściwościach:

- stal dla czopa łożyskowego $E_J = 2,1 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$, $\nu = 0,3$,
- stop łożyskowy dla panewki łożyskowej $E_J = 0,38 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$, $\nu = 0,38$.

Dla przyjętych modeli obliczeniowych Hertza oraz panewki rozciętej otrzymano znacznie różniące się wartości maksymalnych odkształceń oraz naprężeń. Modele te opisują proces rozruchu łożyska, w którym o prawidłowej pracy decy-

dują dopuszczalne wartości nacisków oraz odkształceń. Stwierdzenie, który model dokładniej odzwierciedla rzeczywiste warunki pracy węzła łożyskowego podczas rozruchu wymaga dodatkowo przeprowadzenia badań eksperymentalnych. Wyniki zostaną przedstawione w kolejnym artykule po przeprowadzeniu badań.

LITERATURA

- [1] DIN 31652, Teil 1, 2, 3: Hydrodynamische Radial – Gleitlager im stationärem Betrieb.
- [2] DIN 31653, Teil 1, 2, 3: Hydrodynamische Axial – Gleitlager im stationärem Betrieb.
- [3] Huber M.T.: *Teoria sprężystości*. PWN, Warszawa 1954.
- [4] Kaniewski W.: *Warunki brzegowe diatermicznego filmu smarnego*. Zeszyty naukowe Politechniki Łódzkiej. Zeszyt specjalny, z.14, 1997.
- [5] Kiciński J.: *Dynamika wirników i łożysk ślizgowych*. Instytut Maszyn Przepływowych im. R. Szewalskiego PAN, tom 28. Gdańsk 2005.
- [6] Mazurkow A.: *Właściwości statyczne i dynamiczne, metoda projektowania łożysk ślizgowych z panewką pływającą*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2009.
- [7] Mazurkow A.: *Łożyskowanie ślizgowe, podstawy teoretyczne, właściwości, uszkodzenia*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2013. ISBN 978-83-7199-6.
- [8] Mazurkow A.: *Wybrane zagadnienia z teorii smarowania łożysk ślizgowych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2015 r.
- [9] Pałuch M.: *Podstawy teorii sprężystości i plastyczności z przykładami*. Politechnika Krakowska, Kraków 2006.
- [10] Parszewski Z.: *Drgania i dynamika Maszyn*. WNT, Warszawa 1982.
- [11] Pietrow N.P.: *Inżynierijny żurnal, 1883: także Izbranyje Truda pod red. Lejbenzona L.S., ANSSSR, 1948*.
- [12] Remizow D.: *Plastmasowyje podszipnikowyje uzly*. Izdatielstwo pricharkowskom gosudarstwiennom uniwersitetie, Charkow, 1982.
- [13] Reynolds O.: *On the efficiency of belts or straps as communicators of work*. Engineer No. 27, 1874.
- [14] Sommerfeld A.: *Zur hydrodynamischer Theorie der Schmiermittelreibung*. Z. angew. Math. Phys, 50, 97-155, 1904.
- [15] Towers B. Proc. Instn. Mech. Engrs. 58, 1885.
- [16] Vogelpohl G.: *„Betriebssichere Gleitlager Berechnungs- verfahren für Konstruktion und Betrieb”* Verlag Berlin / Heidelberg/ New York, 1967.
- [17] Zakrzewski M., Zawadzki J., *Wytrzymałość materiałów*. PWN, Warszawa 1983 r.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.3

Received: 15.06.2021

Accepted: 28.11.2021

Jarosław PSZCZOŁA¹
Tomasz CETNAR²

MEASUREMENTS OF HUGE MAGNETOSTRICTION OF THE HEAVY RARE EARTH – IRON INTERMETALLICS

The method described in this work is the strain gauge method used to measure huge magnetostriction of the heavy rare earth – iron intermetallics. The measuring system and the procedure of measurement are presented in this work. The results of huge magnetostriction determined for the heavy rare earth-iron compounds with the MgCu₂ – type crystal structure are shown.

Keywords: strain, huge magnetostriction, measuring system, heavy rare earth, iron, intermetallics

1. INTRODUCTION

Magnetostriction, discovered by James Joule in nickel in 1842, involves changing the dimensions and the shape of the material under the influence of magnetic field [1]. Linear magnetostriction, recognized as equivalent to linear strain is defined as $\Delta l/l = \lambda$, where Δl is the change of the length l induced by the applied external magnetic field characterized by field intensity H [2-4]. The theory of magnetostriction can be found in literature as, for example, in [4-6]. Internal forces which induce magnetostriction are of quantum-mechanical nature.

The $\Delta l/l$ quotient labelled as $\lambda(H)$ changes with the increased field strength H . For large values, H reaches its saturation level λ_s . A change of the strain is associated with the rotation of the domains accompanying the growing H . The λ_s parameter equals -7×10^{-6} (-7 ppm) for iron, -60 ppm for cobalt and -35 ppm for nickel [7]. The values of magnetostriction observed for the 3d transition metals (*Fe, Co, Ni*) are too small to be used in applications.

There are, however, other intermetallic materials with big or large magnetostriction, which have various applications, for instance as sensors or actuators

¹ Department of Experimental Physics, Faculty of Mathematics and Applied Physics, Rzeszów University of Technology, Al. Powstańców Warszawy 6, 35-959 Rzeszów, e-mail: j.pszczola@prz.edu.pl (J. Pszczola)

² AGH, Kraków, Polska

[6,8]. For this reason, the significance of heavy rare earth – iron (RF_e2) compounds is dominant. These materials have a number of advantages, namely: short reaction time, low power consumption, operability in difficult working conditions, ability to withstand heavy load, and are subject to a relatively simple synthesis, as discussed in literature [9].

Both scientific and practical reasons create interest in various studies of these materials. Especially, measurements of their magnetostrictions are of vital importance. Different experimental methods can be used to measure linear magnetostriction, for instance: dilatometer technique, interferometry measurements, capacitance method, X-ray studies and the strain gauge method. The strain gauge tensometry is a simple and cost-saving method to measure the strain of a material as a result of the intensity of the applied external magnetic field.

The purpose of the paper is to describe the basic strain gauge apparatus for magnetostriction measurements, the measurement procedure, as well as the exemplary results obtained for huge magnetostrictive materials.

2. THE STRAIN TENSOMETRY

Stress and strain

Stress σ is the relation of the applied force F to the area S where it acts [10]. In accordance with Fig. 1, results can be expressed as

$$\sigma = F/S = F/(x-\Delta x)(y-\Delta y) \quad (1)$$

Acting force F induces the longitudinal strain ε , defined by the relation

$$\varepsilon = \Delta z / z \quad (2)$$

The stress σ and the strain ε are related with Hooke's law, namely

$$\varepsilon = \sigma/E \quad (3)$$

where E is the Young's modulus.

Longitudinal strain ε is accompanied by a transverse constriction η defined by the ratio (Fig. 1)

$$\eta = \Delta x/x \quad (4)$$

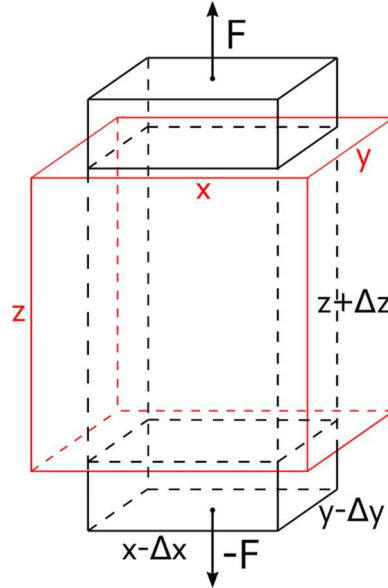


Fig. 1. Stress and strain of the cuboid specimen as a result of the acting force F ; the cuboid (red contour) before acting of the F force, the cuboid (black contour) as a result of the acting force

Electrical resistance and strain

Electrical resistance R of a wire is described by a simple formula [10]

$$R = \rho l/A \quad (5)$$

where ρ is the proper resistance of the wire material, l is the length of the wire and A is its cross sectional area.

If the stress is applied to the wire, its length l increases by Δl , its cross sectional area A decreases, and consequently its resistance R increases by ΔR . Thus, sensitivity κ for the wire can be defined with the use of the expression [10]

$$\kappa = (\Delta R/R)/(\Delta l/l) = (\Delta R/R)/\varepsilon \quad (6)$$

Assuming that the κ parameter is constant, it can be seen from the last formula that the electrical resistance ΔR varies in proportion to the strain ε . The last formula constitutes the basis for the operation of a strain gauge [10].

Strain gauge

As mentioned above, the most popular and simple method to determine strain is to use a strain gauge. In order to reduce strain gauge size and to increase its efficiency, its main component, i.e. a thin resistive wire is aligned as a grid

(Fig. 2, left-hand side). Thin wires of copper-nickel alloy (constantan) or nickel-chromium alloy are commonly used. The grid is located on a thin carrier and fixed to it by a thin layer. The grid is finished with solder pads allowing the connection with Wheatstone bridge. The active gauge is tightly glued to the tested specimen by a thin layer of the cyanoacrylate adhesive (Fig. 2, right-hand side) [11, 12].

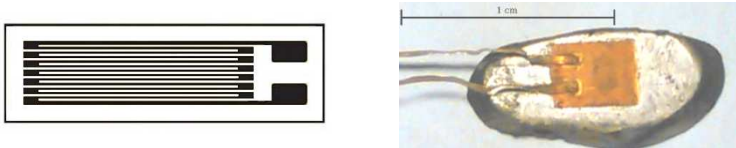


Fig. 2. Longitudinal strain gauge. Ohmic wire grid (left), a sample with the glued strain gauge (right)

The strain gauge element is characterized by its κ and R parameters (formula 6). When a specimen (Fig. 1) is strained along the Z axis, the strain is transmitted through the adhesive to the grid resistor changing its electrical resistance. The tensometric amplifier electrically stimulates Wheatstone bridge (Fig. 3) providing an input voltage U_{in} [11]. The change in electrical resistance of the active gauge glued to the grid change the output voltage U_{out} . The amplifier circuit records this voltage and microprocessor calculates the value ΔR and as a result determines the strain ε (formula 6). In the case when the gauge is glued along the X axis, the amplifier circuit records the transverse strain η .

Wheatstone bridge

Figure 3 shows schematic arrangements and the photography of Wheatstone bridge. A sample with the glued strain gauge and three accompanying strain gauges are mounted on a thin laminate plate.

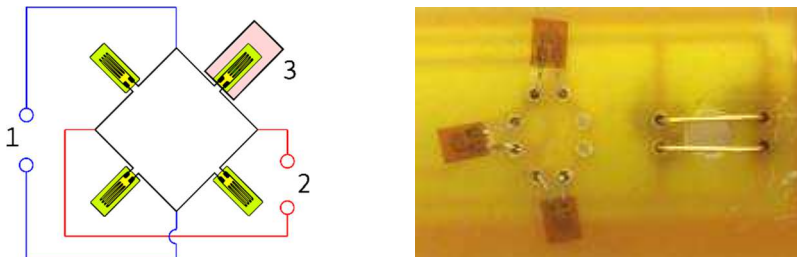


Fig. 3. Wheatstone bridge diagram consisting of four strain gauges (left), 1 - input U_{in} voltage, 2 - output U_{out} voltage, 3 - specimen under measurement with the glued strain gauge. Photo (right) of Wheatstone bridge consisting of strain gauges glued to a thin carrier plate

3. THE MAGNETOSTRICTION MEASURING SYSTEM

The measuring system (a diagram presented in Fig. 4) consists of: 1 – specimen of a magnetostrictive material (with a Wheatstone bridge) located centrally between the pole pieces of the electromagnet using the $XYZ;\theta$ positioning system, 2 – the tensometric amplifier, 3 – Hall probe system (the probe and the meter), Hall probe is positioned close to the tested specimen, 4 – PC computer, 5 – multimeter, 6 – power supply for electromagnet, 7 – electromagnet.

The photograph (Fig. 5) shows main components of the measuring system.

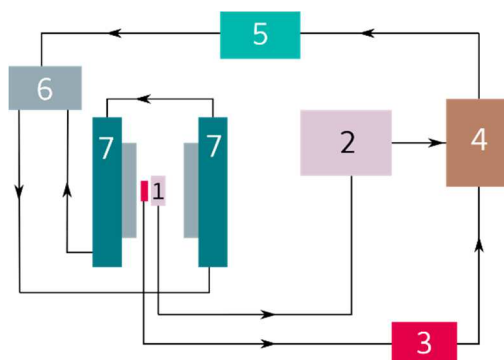


Fig. 4. A diagram of magnetostriction measuring system:
 1 – specimen with Wheatstone bridge, 2 – tensometric amplifier,
 3 – Hall probe system, 4 - PC, 5- multimeter, 6 – power supply,
 7 – electromagnet with pole pieces

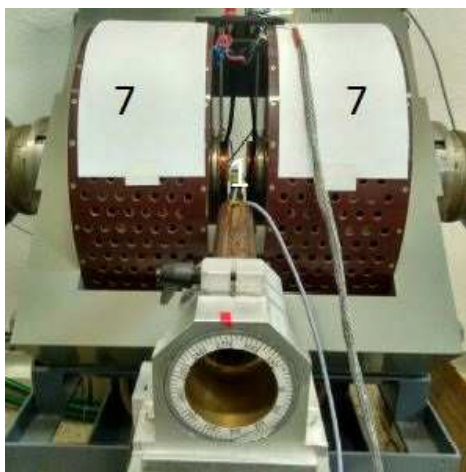


Fig. 5. Photo of the main part of the measuring system:
 1 – the specimen with the attended Wheatstone bridge,
 7 – 7 – the electromagnet with the pole pieces

The process of measuring. As a result of a command sent from the computer (4), a power supply (6) slowly increases the direct current running via the coils of the electromagnet (7), thus increasing the magnetic field intensity.

H from zero to the requested H_{max} , and the magnetic field induces the strain in the specimen. The direct current is controlled by the computer (4) using the multimeter (5). Consequently, the increasing $\varepsilon(H)$ strain is measured by the tensometer measuring set (2) (a Wheatstone bridge and the tensometric amplifier) and the result is recorded by the computer (4). Both the Hall probe (3) and the computer (4) control the magnetic field intensity H .

The determined strain ε equals to the λ magnetostriction parameter.

Measurement of the longitudinal magnetostriction λ_{\parallel}

Figure 6 shows the geometry of the measurement of the longitudinal magnetostriction λ_{\parallel} .

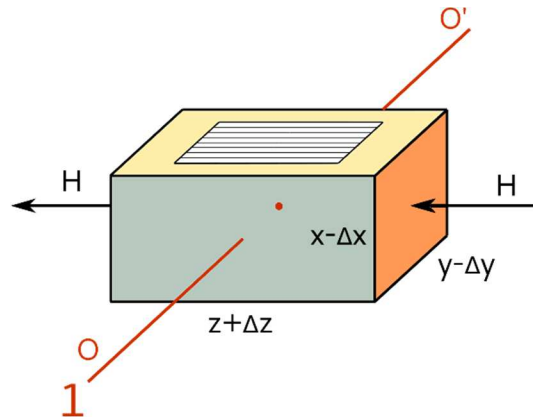


Fig. 6. The geometry of the measurement of the longitudinal magnetostriction λ_{\parallel} . The magnetic field intensity is perpendicular to the (x,y) wall surface. The strain gauge is glued to the specimen along the z -direction. It measures the strain in the z -direction

The axis of rotation OO' is in the position 1, the z dimension is parallel to the magnetic field intensity H . As a result of the magnetic field influence, the specimen is elongated to $z+\Delta z$, the strain gauge records the ε strain. Perpendicularly to the field H the specimen is reduced to $x-\Delta x$ and $y-\Delta y$ dimensions. The longitudinal magnetostriction λ_{\parallel} equals

$$\varepsilon = \Delta z/z = \lambda_{\parallel} \quad (7)$$

In accordance with Figures 1 and 6.

The measurement of transverse magnetostriction λ_{\perp}

Figure 7 shows the geometry of the measurement of transverse magnetostriction λ_{\perp} . The OO' axis is in the position 2, it is rotated clockwise by 0.5π . In this case, the x dimension is parallel to the magnetic field intensity H .

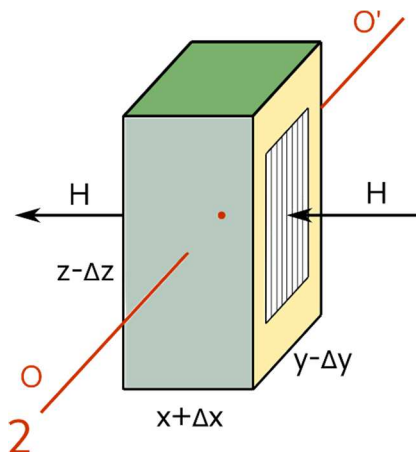


Fig. 7. The geometry of the measurement of transversal magnetostriction λ_{\perp} .
 The magnetic field intensity is perpendicular to the (y,z) wall surface.
 The strain gauge is glued to the specimen along the z -direction.
 It measures the shortening along the z -direction

As a result of the magnetic field influence, the specimen is elongated to $x+\Delta x$ introducing the ϵ strain. Perpendicularly to the field H , the specimen is reduced to $z-\Delta z$ and $y-\Delta y$ dimensions. In that case, the gauge measures the constriction in the z -direction,

$$\eta = \Delta z/z = \lambda_{\perp} \quad (8)$$

i.e., it measures the strain η or the transversal magnetostriction λ_{\perp} .

4. MAGNETOSTRICTION OF THE RARE EARTH – IRON COMPOUNDS

Materials

The strain gauge method was used to measure magnetostriction of the exemplary RF_{e2} -type compounds (R – rare earth). The synthesis of these materials has been carried out using the arc melting method with the non-contact ignition, as described in this work [9]. On the basis of X-ray studies carried out it is known that the RF_{e2} intermetallics form a regular flat centred Laves phase $Fd\bar{3}m$, $C15$,

$MgCu_2$ – type structure. The $C15$ Laves phase has been described in detail in other works [13].

Magnetostrictions

Fig. 8 shows the results of magnetostriction measurements for the polycrystalline $TbFe_2$ (curve 1), $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ (2) and YFe_2 (3) compounds. For $TbFe_2$ and $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ the longitudinal λ_{\parallel} and the transversal λ_{\perp} magnetostrictions reach huge values. Since the $TbFe_2$ compound has a large magnetocrystalline anisotropy, its magnetostriction parameters increase with the growing intensity of the magnetic field, yet they do not tend to saturate. This property poses problems in applications. The mixture $R=Tb_{0.27} Dy_{0.73}$ in the $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ compound known as Terfenol D removes this difficulty [6]. Magnetostrictions are reduced as compared to the $TbFe_2$ values, yet are still huge and tend to saturate with the growing intensity of the external magnetic field (curve 2). For this rare earth composition the magnetocrystalline anisotropy is reduced to almost zero [6,8]. Huge magnetostrictions have their origins in large magnetic moments of $4f$ -atomic shells of rare earths. These moments, influenced by the external magnetic field, interact with the crystal lattice introducing the strain or the magnetostriction of this lattice [4,6].

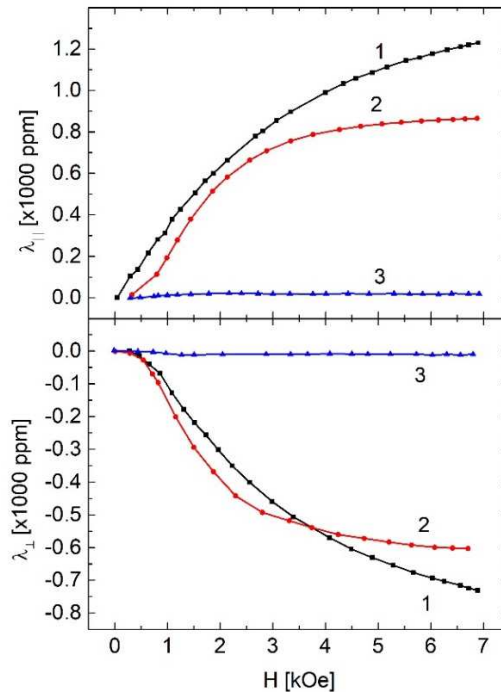


Fig.8 The longitudinal λ_{\parallel} and transversal λ_{\perp} magnetostriction parameters measured against the intensity H of the external magnetic field for compounds: 1 – $TbFe_2$, 2 – $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ and 3 – YFe_2 .

It is worth noting that the theoretical magnetic moment $gJ\mu_B$ of Tb equals to $9\mu_B$ (experimental value 9.34) and that of Dy equals to $10\mu_B$ (experimental value 10.33) [14]. The letter g indicates the Landé factor and J denotes the number of the total angular quantum momentum of the atomic $4f$ -shell, μ_B is the Bohr magneton [3,4,14].

Since yttrium atoms are non-magnetic, they have no magnetic moments, therefore magnetostrictions measured for the YFe_2 compound (dependencies 3) are close to zero. This isostructural material is added for a comparison with huge magnetostriction compounds.

The experimental error of the magnetostriction measurements can be appreciated as being 1-2 percent.

5. SUMMARY

Production technology of the heavy rare earth – iron intermetallics having huge magnetostriction has been fully developed and described in other works [9].

The present paper describes a simple measuring system of a huge magnetostriction. These technological and testing systems can be used to produce materials with a huge magnetostriction for the laboratory purpose or for the limited industrial use. These systems can be developed to increase their technological and testing power.

Acknowledgement Financed partly by Rzeszów University of Technology, grant no. UPB.FE.20.001.

LITERATURE

- [1] Gibbs M.R.J., *Magnetostriction: 150 Years from the Discovery*, Physica Scripta, 1992, Vol. T45, pp. 115-119.
- [2] Bozorth R.M., *Ferromagnetism*, Van Nostrand, Toronto 1951.
- [3] Morrish A.H., *Fizyczne podstawy magnetyzmu*, PWN, Warszawa 1970 (in Polish).
- [4] S.W. Wonsowskij S.W., *Magnetizm*, Nauka, Moskwa 1971 (in Russian).
- [5] Callen E., Callen H.B., *Magnetostriction, Forced Magnetostriction, and Anomalous Thermal Expansion in Ferromagnets*, Phys. Rev., 1965, Vol.139, pp. A 445-471.
- [6] Clark A.E., *Magnetostrictive Rare Earth-Fe₂ Compounds*, in: Wohlfarth E.P., Ed. *Ferromagnetic materials*, Vol.1, North-Holland 1980.
- [7] Coey J.M.D., *Magnetism and Magnetic Materials*, Cambridge University Press, New York 2009.
- [8] Engdahl G., *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, Academic Press, San Diego 2000.
- [9] Onak M., Pszczoła J., *An arc melting system with a non-contact ignition*, Phys. for Economy, 2018, Vol.1, pp.27-41.
- [10] Roliński Z., *Tensometria oporowa. Podstawy teoretyczne i przykłady zastosowań*, WNT, Warszawa 1981 (in Polish).

-
- [11] TENMEX (producer); www.tenmex.pl
- [12] OMEGA; www.omega.com/en-us/resurces/strain-microstrain
- [13] Laves F., *Kristallographie der Legierungen*, Naturwissenschaften, 1939, Vol.27, pp. 65-73 (in German).
- [14] Legvold S., *Rare Earth Metals and Alloys*, in: Wohlfarth E.P., Ed. *Ferromagnetic materials*, Vol.1, North-Holland 1980.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.4

Received: 15.02.2021

Accepted: 23.08.2021

Jarosław PSZCZOŁA¹
Tomasz CETNAR²

POMIARY OGROMNEJ MAGNETOSTRYKCJI ZWIĄZKÓW MIĘDZYMETALICZNYCH CIĘŻKA ZIEMIA RZADKA – ŻELAZO

Opisano metodę pomiaru ogromnej magnetostrykcji związków międzymetalicznych typu ciężka ziemia rzadka – żelazo przy użyciu tensometrów jako mierników odkształcenia. Przedstawiono układ pomiarowy oraz przebieg pomiaru. Podano wyniki pomiarów ogromnej magnetostrykcji otrzymane dla związków typu ciężka ziemia rzadka – żelazo posiadających strukturę krystaliczną typu MgCu₂.

Słowa kluczowe: odkształcenie, ogromna magnetostrykcja, układ pomiarowy, ciężka ziemia rzadka, żelazo, związki międzymetaliczne

1. WSTĘP

Magnetostrykcja odkryta przez J. Joule w niklu w 1842 roku polega na zmianie wymiarów i kształtu materiału pod wpływem pola magnetycznego [1]. Liniowa magnetostrykcja traktowana jako odpowiednik liniowego odkształcenia, jest zdefiniowana jako $\Delta l/l = \lambda$, gdzie Δl jest zmianą długości l wywołaną przez przyłożone zewnętrzne pole magnetyczne o natężeniu H [2-4]. Teoria zjawiska magnetostrykcji jest opisana w literaturze, jak na przykład w [4-6]. Wewnętrzne siły, które wywołują magnetostrykcję, posiadają kwantowo-mechaniczny charakter.

Iloraz $\Delta l/l$ oznaczony jako $\lambda(H)$ zmienia się, gdy natężenie H pola rośnie. Dla dużych wartości H osiąga wartość nasycenia λ_s . Zmiana odkształcenia związana jest z rotacją domen towarzyszącą rosnącemu H . Parametr λ_s wynosi -7×10^{-6} (-7 ppm) dla żelaza, -60 ppm dla kobaltu i -35 ppm dla niklu [7]. Wielkości magnetostrykcji obserwowane dla metali przejściowych 3d (Fe, Co, Ni) są zbyt małe do zastosowań.

Istnieją jednakże materiały międzymetaliczne z wielką, czy nawet ogromną magnetostrykcją, które znajdują różne zastosowania, przykładowo jako czujniki

¹ Wydział Matematyki i Fizyki Stosowanej, Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 6, 35-959 Rzeszów, e-mail: j.pszczola@prz.edu.pl (J. Pszczoła)

² AGH, Kraków, Polska

czy też wzbudniki [6,8]. Pod tym względem, związki typu ciężka ziemia rzadka – żelazo (RFe₂) posiadają znaczenie dominujące.

Materiały te posiadają liczne zalety, mianowicie: krótki czas reakcji, niskie zużycie energii, możliwość pracy w trudnych warunkach, wytrzymywanie dużych obciążeń – jak również podlegają względnie łatwej syntezie, co opisano w literaturze [9].

Występują zarówno naukowe, jak i praktyczne powody dla różnych badań tych materiałów. Istotne znaczenie posiadają badania magnetostrykcji tych materiałów. Różne metody eksperymentalne mogą być użyte do pomiaru magnetostrykcji liniowej, jak na przykład: technika dylatometryczna, pomiary interferometryczne, metoda pojemnościowa, badania za pomocą promieniowania X oraz metoda tensometryczna. Metoda tensometryczna jest prostym i tanim sposobem pomiaru odkształceń materiałów wynikłych z przyłożenia natężenia zewnętrznego pola magnetycznego.

Celem pracy jest opis podstawowej aparatury tensometrycznej do pomiaru odkształceń, opis procedury pomiarowej, jak również opis przykładowych wyników pomiaru dla materiałów z ogromną magnetostrykcją.

2. TENSOMETRIA NAPRĘŻEŃ

Naprężenie i odkształcenie

Naprężenie σ jest ilorazem przyłożonej siły F do powierzchni S na którą działa [10]. Stosownie do Rys.1 można to zapisać jako

$$\sigma = F/S = F/(x-\Delta x)(y-\Delta y) \quad (1)$$

Działająca siła F wymusza wzdłużne odkształcenie ε definiowane przez iloraz

$$\varepsilon = \Delta z / z \quad (2)$$

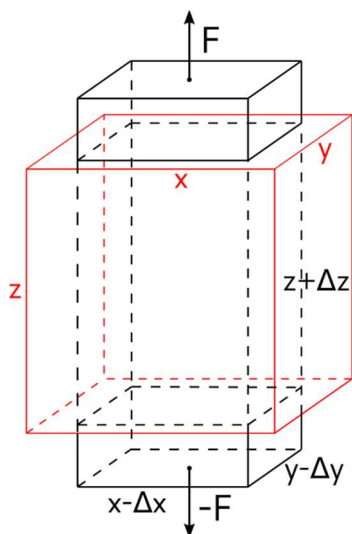
Naprężenie σ i odkształcenie ε wiąże prawo Hooke'a, mianowicie

$$\varepsilon = \sigma/E \quad (3)$$

gdzie E jest modułem Younga.

Podłużnemu odkształceniu ε towarzyszy poprzeczne kurczenie się η zdefiniowane przez stosunek (rys. 1)

$$\eta = \Delta x/x \quad (4)$$



Rys. 1. Napężenie i odkształcenie prostokątnej próbki jako wynik działającej siły F ; czerwony kontur – przed zadziałaniem siły F , czarny kontur – wynik działającej siły F

Opór elektryczny i odkształcenie

Opór elektryczny R drutu jest opisany przez prosty wzór [10]

$$R = \rho l / A \quad (5)$$

gdzie ρ jest opornością właściwą materiału drutu, l jest jego długością, a A jest jego przekrojem poprzecznym.

Po przyłożeniu napężenia do drutu, jego długość wzrasta o Δl , jego przekrój A maleje i w następstwie opór drutu wzrasta o ΔR .

Zatem dla drutu można zdefiniować czułość κ za pomocą wyrażenia [10]

$$\kappa = (\Delta R / R) / (\Delta l / l) = (\Delta R / R) / \varepsilon \quad (6)$$

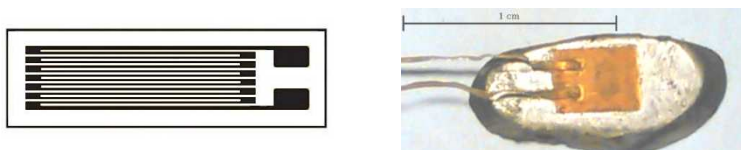
Przyjmując stałość parametru κ z ostatniego wzoru wynika, że elektryczny opór ΔR zmienia się proporcjonalnie do odkształcenia ε .

Ostatni wzór stanowi podstawę pomiaru metodą tensometryczną [10].

Tensometr – miernik odkształcenia

Jak wspomniano powyżej, użycie tensometrów jest powszechną i prostą metodą do wyznaczania odkształceń. W celu zredukowania rozmiarów tensometru oraz zwiększenia jego sprawności, główny składnik tensometru, czyli cienki drut oporowy jest ułożony w postaci siatki (Rys. 2, lewa część). Zwykle są

używane cienkie druty stopu miedź-nikiel (konstantan) lub stopu nikiel-chrom. Siatka drutu jest umieszczona na cienkim nośniku oraz przymocowana doń przez równie cienką powłokę. Siatka jest zakończona końcówkami lutowniczymi umożliwiającymi połączenie z mostkiem Wheatstone'a. Aktywny tensometr jest ściśle przyklejony do badanej próbki za pomocą cienkiej warstwy kleju cyjanoakrylowego (Rys. 2, prawa część) [11,12]. Tensometr jest charakteryzowany przez parametry κ i R (wzór 6).



Rys. 2. Wzdłużny tensometr: siatka drutu oporowego (na lewo), próbka z przyklejonym tensometrem (na prawo)

Gdy próbka (Rys. 1) jest odkształcana wzdłuż osi Z, odkształcenie to jest przekazywane poprzez warstwę kleju do siatki z drutu zmieniając jej opór elektryczny R . Wzmacniacz tensometryczny wzbudza elektrycznie mostek Wheatstone'a (Rys. 3) dostarczając napięcie wejściowe U_{in} [11]. Zmiany oporu elektrycznego siatki przyklejonego aktywnego tensometru zmieniają napięcie wyjściowe U_{out} . Układ wzmacniacza rejestruje również to napięcie i mikroprocesor wylicza wielkość ΔR i w następstwie odkształcenie ε (wzór 6). W przypadku gdy tensometr jest przyklejony wzdłuż osi X, układ wzmacniacza rejestruje poprzeczne naprężenie η .

Mostek Wheatstone'a

Rysunek 3. przedstawia schemat i fotografię mostka Wheatstone'a. Próbką z przyklejonym tensometrem i trzy towarzyszące tensometry są zamontowane na cienkiej płytce z laminatu.

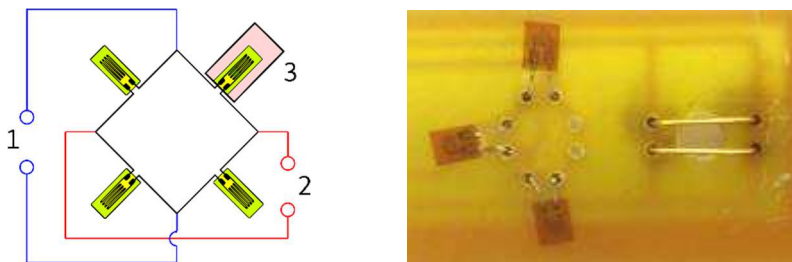
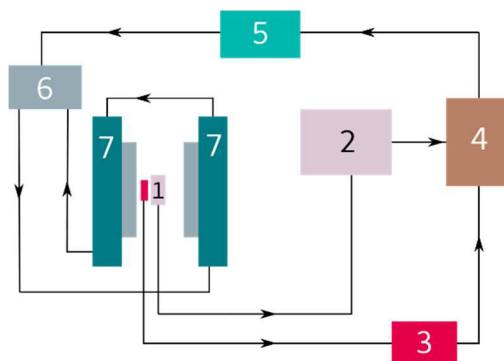


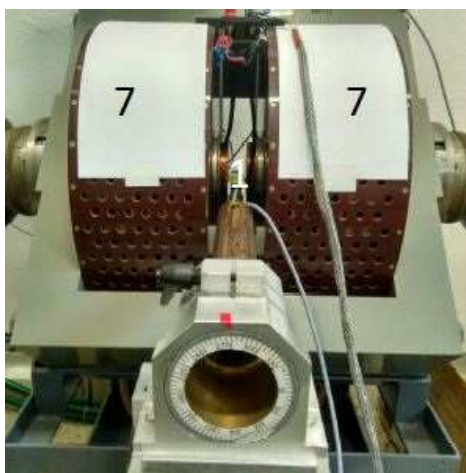
Fig. 3. Mostek Wheatstone'a złożony z czterech tensometrów (schemat z lewej):
1 - napięcie wejściowe U_{in} , 2 - napięcie wyjściowe U_{out} , 3- próbka z przyklejonym tensometrem.
Fotografia mostka Wheatstone'a na cienkiej płytce nośnej (z prawej).

3. UKŁAD DO POMIARU MAGNETOSTRYKCJI

Układ pomiarowy (schemat na rys. 4.) składa się z: 1 - próbki materiału magnetostrykcyjnego (z mostkiem Wheatstone'a) umieszczonej centralnie pomiędzy nabiegunnikami elektromagnesu za pomocą systemu pozycjonującego XYZ; 0, 2 - wzmacniacza tensometrycznego, 3 - układu pomiarowego z halotronem (halotron jest umieszczony blisko badanej próbki), 4 - komputera PC, 5 - multimetru, 6 - zasilacza elektromagnesu, 7 - elektromagnesu. Fotografia (Rys. 5) prezentuje główne części układu pomiarowego.



Rys. 4. Schemat układu pomiarowego magnetostrykcji:
1 - próbka z mostkiem Wheatstone'a, 2 - wzmacniacz tensometryczny,
3 - miernik halotronowy, 4 - PC, 5 - multimetr, 6 - zasilacz elektromagnesu, 7 - elektromagnes z nabiegunnikami.



Rys. 5. Główne składniki układu pomiarowego:
1 - próbka z mostkiem Wheatstone'a, 7 - elektromagnes z nabiegunnikami

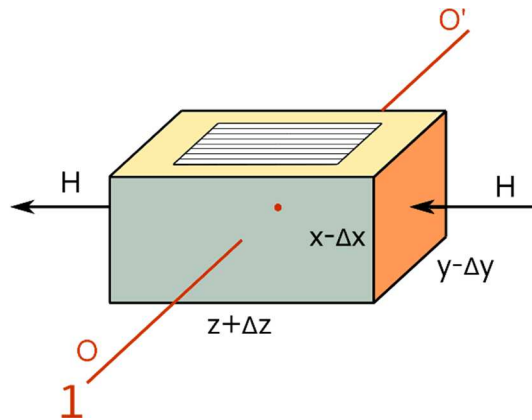
Proces pomiaru. W wyniku polecenia z komputera (4) zasilacz elektromagnesu (6) zwiększa powoli natężenie prądu stałego płynącego przez uzwojenia elektromagnesu (7) i tym samym zwiększa natężenie H pola magnetycznego od zera do zadanego H_{max} , a pole to indukuje naprężenie w próbce. Prąd stały jest sterowany przez komputer (4) poprzez multimetr (5).

W następstwie wzrastające odkształcenie $\varepsilon(H)$ jest mierzone przez układ tensometryczny (2) (mostek Wheatstone'a i wzmacniacz tensometryczny) i wynik pomiaru jest zapisywany przez komputer (4). Halotron (3) i komputer (4) nastawiają natężenie H pola magnetycznego.

Wyznaczone odkształcenie ε równe jest parametrowi magnetostrykcji λ .

Pomiar magnetostrykcji wzdłużnej λ_{\parallel}

Rysunek 6 przedstawia geometrię pomiaru magnetostrykcji wzdłużnej λ_{\parallel} .



Rys. 6. Geometria pomiaru wzdłużnej magnetostrykcji λ_{\parallel} .
 Natężenie pola magnetycznego jest prostopadłe do ścianki (x,y) .
 Tensometr jest przyklejony do próbki wzdłuż kierunku z
 i mierzy odkształcenie wzdłuż z .

Oś obrotu OO' znajduje się w pozycji 1, wymiar z jest równoległy do natężenia H pola magnetycznego. W rezultacie działania pola magnetycznego, próbka jest wydłużona do $z+\Delta z$ i tensometr mierzy odkształcenie ε . Prostopadle do pola H próbka jest skurczona do wymiarów $x-\Delta x$ i $y-\Delta y$.

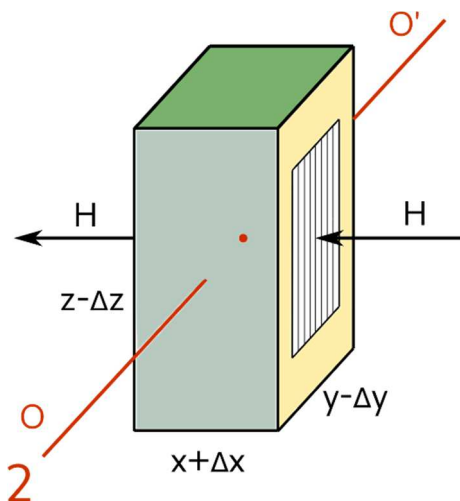
Magnetostrykcja podłużna λ_{\parallel} wynosi

$$\varepsilon = \Delta z / z = \lambda \quad (7)$$

stosownie do rys. 1 i 6.

Pomiar magnetostrykcji poprzecznej λ_{\perp}

Rysunek 7 przedstawia geometrię pomiaru magnetostrykcji poprzecznej λ_{\perp} . Oś OO' znajduje się w pozycji 2, jest obrócona o 0.5π . W tym przypadku wymiar x jest równoległy do natężenia pola magnetycznego H .



Rys. 7. Geometria pomiaru magnetostrykcji poprzecznej λ_{\perp} . Natężenie pola magnetycznego jest prostopadłe do ścianki (y,z) . Tensometr jest przyklejony wzdłuż kierunku z i mierzy skrócenie wzdłuż kierunku z .

Pod wpływem pola magnetycznego H , próbka jest wydłużona do $x+\Delta x$ wprowadzając odkształcenie ε . Prostopadłe do pola H próbka jest zmniejszona do wymiarów $z-\Delta z$ i $y-\Delta y$. W tym przypadku tensometr mierzy skurczenie wzdłuż kierunku z ,

$$\eta = \Delta z/z = \lambda_{\perp} \quad (8)$$

co znaczy że mierzy odkształcenie η czyli magnetostrykcję poprzeczną λ_{\perp} .

4. MAGNETOSTRYKCJA ZWIĄZKÓW TYPU ZIEMIA RZADKA – ŻELAZO

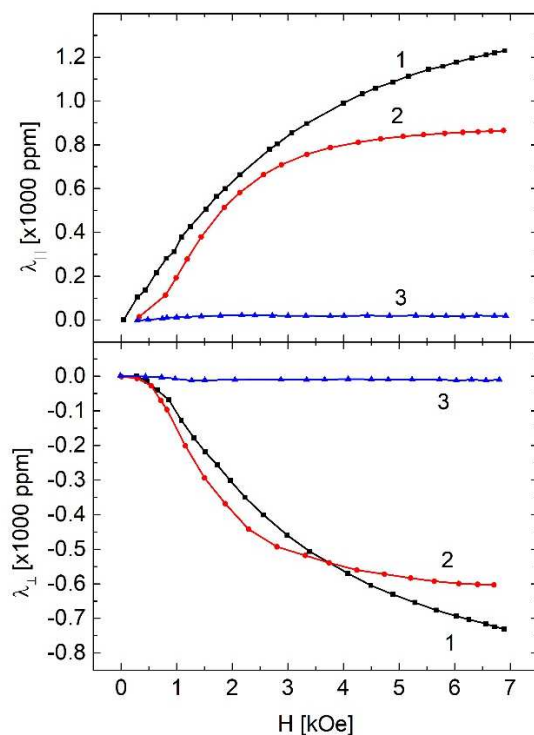
Materiały

Metodę tensometryczną zastosowano do pomiarów magnetostrykcji przykładowych związków typu RFe_2 (R-ziemia rzadka). Syntezę materiałów przeprowadzono w łuku elektrycznym z bezkontaktowym zapłonem, jak to opisano w pracy [9]. Z badań przy pomocy promieniowania X wiadomo, że

związki międzymetaliczne RFe_2 tworzą regularną płasko centrowaną fazę Lavesa $Fd3m$, $C15$, typu $MgCu_2$. Faza Lavesa $C15$ jest szczegółowo opisana w literaturze [13].

Magnetostrykcje

Rysunek 8 prezentuje wyniki pomiarów magnetostrykcji dla związków polikrystalicznych $TbFe_2$ (krzywa 1), $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ (2) i YFe_2 (3). Dla związków $TbFe_2$ i $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ magnetostrykcje podłużna λ_{\parallel} , poprzeczna λ_{\perp} osiągają ogromne wartości. Ponieważ związek $TbFe_2$ posiada dużą magnetokryształiczną anizotropię, jego parametry magnetostrykcji rosną, gdy zwiększa się natężenie pola magnetycznego, ale nie zmierzają do nasycenia. Właściwość ta tworzy problemy przy zastosowaniach. Mieszanina $R = Tb_{0.27} Dy_{0.73}$ w związku $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ znanym jako Terfenol D usuwa tę trudność [6]. Magnetostrykcje są mniejsze w porównaniu do wartości obserwowanych dla $TbFe_2$, ale nadal są ogromne i dążą do nasycenia, gdy narasta natężenie zewnętrznego pola magnetycznego (krzywa 2). Dla tego składu ziem rzadkich anizotropia magnetokryształiczna jest zredukowana niemal do zera [6,8].



Rys. 8. Zależność magnetostrykcji podłużnej λ_{\parallel} i poprzecznej λ_{\perp} od natężenia H zewnętrznego pola magnetycznego dla związków: 1 – $TbFe_2$, 2 – $Tb_{0.27} Dy_{0.73} Fe_2$ i 3 – YFe_2 .

Źródłem ogromnych magnetostrykcji są duże momenty magnetyczne powłok atomowych $4f$ w ziemiach rzadkich. Momenty te poddane działaniu zewnętrznego pola magnetycznego oddziałują z siecią krystaliczną wprowadzając odkształcenia, czyli magnetostrykcję tej sieci [4,6]. Można przytoczyć, że teoretyczny moment magnetyczny $gJ\mu_B$ dla Tb wynosi $9\mu_B$ (wartość eksperymentalna - 9.34), a moment dla Dy wynosi $10\mu_B$ (wartość eksperymentalna - 10.33) [14]. Litera g oznacza czynnik Landé, a J oznacza liczbę całkowitego momentu pędu powłoki atomowej $4f$, μ_B jest magnetonem Bohra [3,4,14].

Ponieważ atomy itru są niemagnetyczne, nie posiadają momentów magnetycznych, zatem magnetostrykcje zmierzone dla związku YFe_2 (krzywe 3) są bliskie zera. Ten izostrukuralny materiał jest dodany dla porównania z materiałami o ogromnej magnetostrykcji.

Błąd eksperymentalny pomiarów magnetostrykcji można oszacować na 1-2 procent.

5. PODSUMOWANIE

Technologia produkcji związków międzymetalicznych typu ciężka ziemia rzadka – żelazo posiadających ogromną magnetostrykcję została w pełni opracowana i opisana w literaturze [9].

W niniejszej pracy opisany jest zrealizowany prosty układ pomiarowy ogromnej magnetostrykcji. Przedstawione zestawy technologiczne i pomiarowe mogą być używane do produkcji materiałów z ogromną magnetostrykcją dla celów laboratoryjnych, bądź do produkcji dla celów przemysłowych w ograniczonym zakresie. Zestawy te mogą być rozbudowane z przeznaczeniem dla celów technologicznych i pomiarowych prowadzonych na skalę przemysłową.

Podziękowania: Finansowane w części przez Politechnikę Rzeszowską, projekt nr UPB.FE. 20.001.

LITERATURA

- [1] Gibbs M.R.J., *Magnetostriction: 150 Years from the Discovery*, Physica Scripta, 1992, Vol. T45, p.p. 115-119.
- [2] Bozorth R.M., *Ferromagnetism*, Van Nostrand, Toronto 1951.
- [3] Morrish A.H., *Fizyczne podstawy magnetyzmu*, PWN, Warszawa 1970.
- [4] S.W. Wonsowski S.W., *Magnetizm*, Nauka, Moskwa 1971 (po rosyjsku).
- [5] Callen E., Callen H.B., *Magnetostriction, Forced Magnetostriction, and Anomalous Thermal Expansion in Ferromagnets*, Phys. Rev., 1965, Vol.139, p.p. A 445-471.
- [6] Clark A.E., *Magnetostrictive Rare Earth-Fe₂ Compounds*, in: Wohlfarth E.P., Ed. *Ferromagnetic materials*, Vol.1, North-Holland 1980.

-
- [7] Coey J.M.D., *Magnetism and Magnetic Materials*, Cambridge University Press, New York 2009.
- [8] Engdahl G., *Handbook of Giant Magnetostrictive Materials*, Academic Press, San Diego 2000.
- [9] Onak M., Pszczoła J., *An arc melting system with a non-contact ignition*, Phys. for Economy, 2018, Vol. 1, p.p.27-41.
- [10] Roliński Z., *Tensometria oporowa. Podstawy teoretyczne i przykłady zastosowań*, WNT, Warszawa 1981.
- [11] TENMEX (prodcent); www.tenmex.pl
- [12] OMEGA; www.omega.com/en-us/resources/strain-microstrain
- [13] Laves F., *Kristallographie der Legierungen*, Naturwissenschaften, 1939, Vol. 27, p.p. 65-73 (po niemiecku).
- [14] Legvold S., *Rare Earth Metals and Alloys*, in: Wohlfarth E.P., Ed. *Ferromagnetic materials*, Vol.1, North-Holland 1980.

DOI: 10.7862/rf.2021.pfe.4

Received: 15.02.2021

Accepted: 23.08.2021

ADDITIONAL INFORMATION

The Journal annually publishes a list of reviewers: in the last issue of the quarterly – vol. 4/2021 and on the website:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy>

The Journal uses as described on its website the procedure for reviewing:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy/zasady-recenzowania/>

Information for authors available at:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy/informacje-dla-autorow/>

Review's form available at:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy/formularz-recenzji/>

Instruction for Authors:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/instrukcja-dla-autorow/>

Contact details to Editorial Office available at:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy>

Electronic version of the published articles available at:

<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy>

Physics for Economy

COOPERATING REVIEWERS – 2021

prof. dr hab. inż. Vitalii DUGAEV
prof. dr hab. inż. Mykhaylo DOROZHOVETS
dr hab. Paweł JAKUBCZYK, prof. URz
dr hab. inż. Jerzy PISAREK, prof. AJD
prof. dr hab. Igor TRALLE

Physics for Economy

SCIENTIFIC BOARD

Prof. Marian KUŹMA
University of Rzeszów
Rzeszów, Poland

Prof. Jarosław BOBICKI
Lviv Polytechnic National University
Lwów, Ukraina

Prof. Andrzej DOMAŃSKI
Warsaw University of Technology
Warszawa, Poland

Prof. Jerzy PISAREK
Jan Długosz University in Częstochowa
Częstochowa, Poland

Prof. Paweł JAKUBCZYK
University of Rzeszów
Rzeszów, Poland

Prof. Igor TRALLE
University of Rzeszów
Rzeszów, Poland

KOMITET REDAKCYJNY

Dane kontaktowe do redakcji:

Redaktor naczelny

dr hab. inż. Tomasz WIĘCEK, prof. PRz
Politechnika Rzeszowska
Wydział Matematyki i Fizyki Stosowanej
Wydziałowe Laboratorium Optyki Stosowanej
al. Powstańców Warszawy 6
35-959 Rzeszów
e-mail: ftkwiece@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1744

Osoby do kontaktu/adresy e-mail:

Redaktorzy tematyczni (naukowi)

dr hab. Henryka CZYŻ, prof. PRz
Katedra Fizyki i Inżynierii Medycznej
e-mail: hczyz@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1463

prof. dr hab. inż. Vitalii DUGAEV
Katedra Fizyki i Inżynierii Medycznej
e-mail: vdugaev@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1917

dr hab. Czesław JASIUKIEWICZ, prof. PRz
Katedra Fizyki i Inżynierii Medycznej
e-mail: czjas@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1858

Redaktor statystyczny

dr inż. Andrzej WASILEWSKI
e-mail: optlabwa@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1744

Sekretarz redakcji

dr Dorota JAKUBCZYK, prof. PRz
e-mail: djak@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1988

Członkowie

dr inż. Michał INGLOT, prof. PRz

e-mail: ming@prz.edu.pl

tel. +48 17 865 1417

dr Ryszard STAGRACZYŃSKI

e-mail: rstag@prz.edu.pl

tel. +48 17 865 1276

dr hab. inż. Gawęł ŻYŁA, prof. PRz

e-mail: gzyla@prz.edu.pl

tel. +48 17 865 1273

Adres pocztowy i afiliacja Komitetu Redakcyjnego

Politechnika Rzeszowska

Wydział Matematyki i Fizyki Stosowanej

al. Powstańców Warszawy 6

35-959 Rzeszów, Polska

Informacje dla autorów

<http://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/physics-for-economy>

Dane kontaktowe do wydawcy

Kierownik Oficyny Wydawniczej

mgr Anna JANICKA

Politechnika Rzeszowska

al. Powstańców Warszawy 12

35-959 Rzeszów

e-mail: annaj@prz.edu.pl

tel. +48 17 865 1195