Zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom

Bušić, Matija

Doctoral thesis / Disertacija

2015

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje**

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:013377

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-04-25**

Repository / Repozitorij:

Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb

Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Matija Bušić

ZAVARIVANJE TRENJEM ALUMINIJSKIH SENDVIČ PANELA ROTIRAJUĆIM ALATOM

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2015.

University of Zagreb

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND NAVAL ARCHITECTURE

Matija Bušić

FRICTION STIR WELDING OF ALUMINIUM FOAM SANDWICH PANELS

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2015.

Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Matija Bušić

ZAVARIVANJE TRENJEM ALUMINIJSKIH SENDVIČ PANELA ROTIRAJUĆIM ALATOM

DOKTORSKI RAD

Mentori:

Dr. sc. Zoran Kožuh, redoviti profesor

Dr. sc. Damjan Klobčar, docent

Zagreb, 2015.

University of Zagreb

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND NAVAL ARCHITECTURE

Matija Bušić

FRICTION STIR WELDING OF ALUMINIUM FOAM SANDWICH PANELS

DOCTORAL THESIS

Supervisors:

Ph. D. Zoran Kožuh, full professor

Ph. D. Damjan Klobčar, assistant professor

Zagreb, 2015.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK:	621.791.1:669.71
Ključne riječi:	zavarivanje trenjem rotirajućim alatom, aluminijski sendvič paneli, brzina zavarivanja, kut nagiba alata, promjer čela alata
Znanstveno područje:	TEHNIČKE ZNANOSTI
Znanstveno polje:	Strojarstvo
Institucija u kojoj je rad izrađen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu
Mentori rada:	Prof. dr. sc. Zoran Kožuh Dr. sc. Damjan Klobčar
Broj stranica:	168
Broj slika:	167
Broj tablica:	27
Broj korištenih bibliografskih jedinica:	126
Datum obrane	2015.
Povjerenstvo:	Prof. dr. sc. Zdravko Schauperl, predsjednik Prof. dr. sc. Zoran Kožuh, mentor Dr. sc. Damjan Klobčar, mentor Prof. dr. sc. Ivan Samardžić Dr. sc. Hrvoje Cajner
Institucija na kojoj je rad pohranjen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu

sinu Ivanu i supruzi Martini

ZAHVALE

Ovom prilikom se zahvaljujem:

- mentorima prof. dr. sc. Zoranu Kožuhu i doc. dr. sc. Damjanu Klobčaru na vođenju, podršci, brojnim korisnim savjetima i primjedbama tijekom pisanja prijave teme doktorskog rada kao i njegove izrade, pogotovo u završnoj fazi,
- prethodnom mentoru prof. dr. sc. Slobodanu Kralju na upućivanju u problematiku koju ovaj rad proučava, na prilici da kao asistent postanem dio Katedre za zavarene konstrukcije, mogućnostima usavršavanja te podršci tijekom poslijediplomskog studija i izrade doktorskog rada,
- članovima povjerenstva prof. dr. sc. Zdravku Schauperlu, prof. dr. sc. Ivanu Samardžiću i dr. sc. Hrvoju Cajneru na velikom strpljenju pri čitanju i recenziji rada, te vrlo korisnim ispravcima i primjedbama koje su ovaj rad učinile boljim,
- prof. dr. sc. Krešimiru Grilecu, pokojnom doc. dr. sc. Gojku Mariću i g. Božidaru Bušetinčanu na literaturi, konzultacijama i savjetima pri provođenju prethodnih istraživanja koja su me uputila u realizaciju ovog rada,
- mr. sc. Željku Goji, Ph. D. Vicenzu Crupiu, Dr.-Ing. Thomasu Hipkeu, Dipl.-Phys. Joachimu Baumeisteru, Dr.-Ing. Hansu – Wolfgangu Seeligeru, Dipl.-Ing Srećku Nesiću, Dr.-Ing. Dirku Lehmhusu na kontaktima, ustupljenoj literaturi i savjetima prilikom preliminarnih istraživanja,
- prof. dr. sc. Tomi Udiljaku, prof. dr. sc. Mladenu Franzu, prof. dr. sc. Vesni Alar, prof. dr. sc. Janošu Kodvanju, doc. dr. sc. Željku Alaru, doc. dr. sc. Ivici Garašiću, dr. sc. Tomislavu Staroveškom, dipl. ing. Zlatku Čatlaku, mag. ing. Martinu Šurjaku, mag. ing. Saši Kovačiću na vrlo korisnim savjetima i smjernicama koje su doprinijele točnosti i kvaliteti ovog rada,
- g. Borisu Bellu na svim savjetima, primjedbama, pomoći i potpori prilikom izrade većeg dijela doktorskog rada i mojeg boravka u Ljubljani,
- laborantima g. Romanu Divjaku, g. Alanu Jankoviću i gđi. Dubravki Ulagi na savjetima i pomoći oko pripreme, izrade i ispitivanja uzoraka u eksperimentalnom dijelu rada,
- kolegicama i kolegama sa Katedre za zavarene konstrukcije: dr. sc. Tanji Tomić, mag. ing. Maji Jurici, dipl. ing. Jadranki Eržišnik, dipl. ing. Maji Findri, g. Zdenku Batiniću, g. Mati Šokičiću i g. Krešimiru Sukobljeviću na preuzimanju dijela mojih obaveza, savjetima i potpori prilikom izrade ovog rada,

- mr. sc. Šimunu Andriću na pomoći oko uređivanja teksta i prijevoda,
- tvrtki BAM – ING d.o.o., dipl. ing. Anti Bušiću i g. Marinu Babačiću na pomoći oko financiranja nabave ispitnog materijala, izradi alata, uzoraka, steznih naprava, ustupljenog vremena, korisnih savjeta i prenesenog iskustva bez kojih ovaj rada ne bi bio izvediv,
- tvrtki TEHNOGUMA d.o.o. dipl. ing. Nedžadu Husetoviću i g. Mariju Blažeku na pomoći pri izradi ispitnih uzoraka i korisnim savjetima,
- tvrtki IZI d.o.o., g. Zdravku Čepi na ustupljenom vremenu i savjetima pri preliminarnim ispitivanjima,
- Hrvatskom društvu za tehniku zavarivanja i Hrvatskom zavodu za norme na ustupljenoj literaturi,
- roditeljima Anki i Anti na odgoju, obrazovanju, podršci, razumijevanju, strpljenju i pomoći, što mi je sve omogućilo bezbrižno učenje, rad i realizaciju ovog doktorskog rada
- sinu Ivanu i supruzi Martini na podršci, motivaciji, razumijevanju i neizmjernoj ljubavi te zajedničkoj želji da uspijem dosegnuti zadani cilj.

SADRŽAJ

PREDGOVOR	I
SAŽETAK	II
EXTENDED SUMMARY	III
KLJUČNE RIJEČI	XX
KEY WORDS	XX
POPIS SLIKA	XXI
POPIS TABLICA	XXVII
POPIS OZNAKA	XXIX
POPIS KRATICA	XXXII
1. UVOD	1
1.1. Obrazloženje i motivacija istraživanja	1
1.2. Hipoteza rada	3
1.3. Sustav i organizacija istraživanja	4
2. METALNE PJENE I ALUMINIJSKI SENDVIČ PANELI	7
2.1. Metalne pjene	7
2.1.1. Građa metalnih pjena	7
2.1.2. Postupci proizvodnje metalnih pjena	9
2.1.2.1. Rastvaranje plina iz čestica u polučvrstoj fazi metala	10
2.1.3. Svojstva aluminijskih pjena	11
2.1.3.1. Mehanička svojstva aluminijskih pjena	11
2.1.3.2. Vlačna čvrstoća	11
2.1.3.3. Tlačna čvrstoća	13
2.1.3.4. Apsorpcija energije udara	16
2.1.3.5. Smično naprezanje	18
2.1.3.6. Toplinska svojstva aluminijskih pjena	19
2.2. Aluminijski sendvič paneli	20
2.2.1. Proizvodnja aluminijskih sendvič panela	20
2.2.2. Svojstva aluminijskih sendvič panela	21
3. ZAVARIVANJE TRENJEM ROTIRAJUĆIM ALATOM I PREGLED DOSADAŠNJIH ISTRAŽIVANJA ZAVARIVANJA ALUMINIJEVIH LEGURA	23
3.1. Prednosti i nedostatci postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom	28
3.2. Utjecajni čimbenici u procesu zavarivanja trenjem rotirajućim alatom	29
3.2.1. Brzina rotacije alata	30
3.2.2. Brzina zavarivanja	31
3.2.3. Nagib alata prema osnovnom materijalu	32
3.2.4. Sila pritiska alata na materijal	33

3.2.5. Utjecaj dimenzija alata i parametara zavarivanja na unos topline 35
3.2.6. Utjecaj oblika alata za zavarivanje 38
3.2.7. Utjecaj dimenzija alata na miješanje materijala 43
3.3. Zavarljivost materijala postupkom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom 43
3.4. Oblikovanje spojeva za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom 46
3.5. Nepravilnosti u spojevima zavarenim trenjem rotirajućim alatom 47
4. PREGLED I ANALIZA DOSADAŠNJIH ISTRAŽIVANJA ISPITIVANJA I ZAVARIVANJA ALUMINIJSKIH PJENA I SENDVIČ PANELA 49
4.1. Ispitivanje mehaničkih svojstava aluminijskih sendvič panela 49
4.2. Spajanje aluminijskih pjena i aluminijskih sendvič panela 56
4.2.1. Lijepljenje 57
4.2.2. Lemljenje 57
4.2.3. Zavarivanje 57
4.2.3.1. Lasersko zavarivanje aluminijskih pjena i sendvuč panela 58
4.2.3.2. Ultrazvučno zavarivanje aluminijskih pjena i sendvič panela 60
4.2.3.3. Difuzijsko zavarivanje aluminijskih pjena 60
4.2.3.4. Konvencionalni postupci zavarivanja aluminijskih sendvič panela i primjeri tako izrađenih konstrukcija 62
4.2.3.5. Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom aluminijskih sendvič panela 64
5. EKSPERIMENTALNI RAD 66
5.1. Opis eksperimenta 66
5.2. Ispitivanje svojstava osnovnog materijala 66
5.2.1. Statičko tlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela 70
5.2.2. Trotočkasto savijanje aluminijskih sendvič panela 71
5.2.3. Statičko vlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela 74
5.2.4. Ispitivanje kemijskog sastava vanjskih limova aluminijskih sendvič panela 76
5.2.5. Statičko tlačno ispitivanje ekstrudiranog aluminijskog profila 77
5.3. Oblik spoja i konfiguracija elemenata u spoju 78
5.4. Oprema za zavarivanje i mjerenje pritisne sile 79
5.5. Oblikovanje i izrada alata za zavarivanje 82
5.6. Dozvoljena sila pritiska alata na materijale 86
5.7. Parametri zavarivanja 88
5.8. Izrada i označavanje uzoraka za mjerenje mehaničkih svojstava zavara i analizu makrostrukture 89
5.9. Ispitivanja mehaničkih svojstava zavarenih spojeva 93
5.9.1. Statičko vlačno ispitivanje zavarenih spojeva 93
5.9.2. Trotočkasto savojno ispitivanje zavarenih spojeva 95
5.10. Oblikovanje eksperimenta i plan pokusa 95
5.10.1. Obrada i analiza dobivenih podataka 98

6. REZULTATI ISPITIVANJA, ANALIZA I RASPRAVA 101
6.1. Rezultati zavarivanja uz mjerenje pritisne sile 101
6.2. Rezultati dobiveni statičkim vlačnim ispitivanjem 111
6.3. Rezultati dobiveni trotočkastim savojnim ispitivanjem 121
6.4. Rezultati analize makrostrukture zavarenih spojeva 131
6.5 Komentar dobivenih rezultata 141
6.6. Statistička analiza i izrada matematičkih modela 142
6.6.1. Izrada matematičkog modela za određivanje vlačne čvrstoće 142
6.6.2. Izrada matematičkog modela za određivanje savojne čvrstoće pri trotočkastom savojnom ispitivanju 147
6.6.3. Optimizacija odzivnih veličina 149
7. ZAKLJUČAK 153
8. LITERATURA 159
9. PRILOZI 169

PREDGOVOR

U današnjem inženjerstvu nastoje se razviti materijali niže gustoće, a jednakih uporabnih svojstava kako bi se zamijenili postojeći materijali za određene konstrukcije, a sve u svrhu smanjenja mase konstrukcija i uštede energije. U tu svrhu razvijaju se različiti kompozitni i hibridni materijali na osnovi poznatih i već korištenih materijala. Kompozitni materijali proizvode se umjetnim spajanjem dvaju ili više materijala različitih svojstava s jasnom granicom između njih. Granica je vidljiva na makro razini između različitih komponenti. Kompozitni materijali proizvode se kako bi se preklapanjem svojstava više materijala dobila konstrukcija odnosno materijal novih svojstava potrebnih za specifičnu namjenu. Jedna od vrsta strukturnih kompozitnih materijala su sendvič paneli. Aluminijski sendvič paneli koji kao jezgru sadrže aluminijsku pjenu su kompozitni materijali u kojima je jasno definirana granica između vanjskog aluminijskog lima i aluminijske pjene.

Uspješna primjena aluminijskih sendvič panela temelji se na pouzdanom i učinkovitom načinu spajanja kako bi se proizveli dijelovi konstrukcija ili cjelokupne konstrukcije. Budući da se radi o metalnim materijalima zavarivanje je jedna od najpouzdanijih primjenjivih tehnologija. Prihvatljiv zavareni spoj jedino je moguće dobiti poznavanjem utjecaja svih čimbenika postupka zavarivanja. Kompleksnost spajanja dodatno se povećava ako se radi o zavarivanju kompozitnih materijala kao što su aluminijski sendvič paneli premda se zavaruju samo vanjski limovi.

Novorazvijeni napredni postupci zavarivanja poput zavarivanja trenjem rotirajućim alatom nude mnoge prednosti. Manji unos topline i mogućnosti zavarivanja svih aluminijevih legura bez složene pripreme usmjeruju primjenu ovog postupka za zavarivanje aluminijskih limova, profila i panela. S druge strane zavarivanje trenjem rotirajućim alatom zahtjeva poznavanje utjecaja i kontrolu svih parametara kako bi se prednosti postupka u potpunosti iskoristile. Pravilnim odabirom parametara moguće je izbjeći pojavu nepravilnosti u zavarenom spoju i postići potrebna mehanička svojstva spoja. U literaturi nema podataka o utjecaju parametara i oblika alata pri zavarivanja trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom na mehanička svojstva i pojavu nepravilnosti u zavarenom spoju. Ovaj rad proučava navedenu problematiku s jasnim ciljem definiranja matematičkih modela o utjecaju na vlačnu čvrstoću i savojnu čvrstoću pri trotočkastom savijanju. Opći cilj ovog rada je razjasniti i olakšati primjenu navedenog postupka zavarivanja kako bi se omogućilo i unaprijedilo njegovo korištenje za spajanje aluminijskih sendvič panela.

SAŽETAK

U ovom doktorskom radu provedeno je istraživanje utjecaja brzine zavarivanja, kuta nagiba alata i promjera čela alata na mehanička svojstva i nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju pri zavarivanju trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom. Obostranim zavarivanjem spajani su aluminijski sendvič paneli u sučeljenom spoju s umetkom od homogenog aluminijskog ekstrudiranog profila. Navedeni aluminijski sendvič paneli debljine 12 mm kao jezgru imaju aluminijsku pjenu legure AlMg3Si6, a s gornje i donje strane na panelu nalaze se limovi aluminijeve legure EN AW-6082-T4 debljine 1 mm. Između panela u sučeljenom spoju postavljen je ekstrudirani profil aluminijeve legure EN AW-6060-T66 širine 3 mm. Pomoću ovakvog umetka omogućen je manji pritisak alata na aluminijske sendvič panele i također dostatan materijal za miješanje koji je neophodan u spoju. Zavarivanje je izvedeno na univerzalnoj alatnoj glodalici „Prvomajska ALG - 200B".

Iteracijskim pristupom oblikovan je alat za zavarivanje te je zavarivanje provedeno alatima s istim oblikom trna, a različitim promjerima čela alata. Zavarivanje je provedeno uz promjenu parametara brzina zavarivanja v, kut nagiba alata α_A i promjera čela alata d_A prema predviđenom faktorskom planu pokusa od 32 stanja. Navedeni parametri su varirani na tri razine. Sila pritiska alata na materijal F_N nije bila regulirani parametar, već je samo mjerena, kako bi se iz eksperimenta izdvojili zavari dobiveni prekomjernim pritiskom alata. Cijelokupni mjerni sustav omogućio je istodobno mjerenje sila kojima alat djeluje na osnovni materijal u vremenu na tri kanala i trajan digitalni zapis na računalu. Dozvoljen pritisak alata određen je prethodnim statičkim tlačnim ispitivanjem aluminijskih sendvič panela.

Iz zavarenih spojeva aluminijskih sendvič panela izrađeni su uzorci za statičko vlačno ispitivanje, trotočkasto savojno ispitivanje i analizu nepravilnosti u makrostrukturi. Za epruvete izrađene iz svih spojeva određena je vlačna čvrstoća R_m i savojna čvrstoća R_{ms} pri trotočkastom savojnom ispitivanju. Dobiveni rezultati podvrgnuti su detaljnoj analizi i statističkoj obradi koja je potvrdila predviđen utjecaj nezavisnih varijabli, te su također izrađeni matematički modeli za predviđanje navedenih mehaničkih svojstava u zavarenim spojevima aluminijskih sendvič panela.

EXTENDED SUMMARY

INTRODUCTION

Within the scope of this doctorial thesis influence of welding speed, tool tilt angle and tool shoulder diameter upon the mechanical properties and formation of imperfections at the friction stir welding of aluminium foam sandwich panels has been investigated. Double side welding was used for producing butt welds of aluminium sandwich panels applying insertion of homogenous aluminium extruded section. Used aluminium sandwich panels were 12 mm thick, having the core made of AlMg3Si6 aluminium foam. Both sides of panel were covered with the EN AW-6082-T4 sheeting, 1 mm thick. Between the panels in butt-weld configuration, EN AW-6060-T66 extruded section 3mm wide was inserted. Such insertion provided lower pressure of the tool upon the aluminium panels, providing also sufficient volume of the material required for the weldment formation. Welding was performed on the universal milling machine „Prvomajska ALG-200B".

Applying iteration approach, welding tool has been designed and welding has been performed using same form of the probe with different shoulder diameters. Welding has been executed applying different welding parameters (welding speed v, tool tilt angle α_A, and tool shoulder diameter d_A) according the designed factorial planning containing 32 states of experiment. Listed parameters were varied at 3 different levels. Downward force of the tool was not a regulated parameter, it was just measured value because used welding machine does not have an option of tool pressure control. The force measuring system enables real-time three channels measuring of orthogonal forces incurred from tool motion and digital recording for computer. Produced welds were acceptable if the tool pressure during the welding was below the specified limit which was defined by uniaxial compression testing of the aluminium foam sandwich panels.

Samples for static tensile test, three-point bending test and macrostructural analysis of imperfections have been sectioned from the welded joints. Ultimate tensile strength R_m and flexural strength R_{ms} for three-point bending test from samples taken from all produced joints have been determined. Collected results have been thoroughly analyzed and statistically processed. Results confirmed anticipated effects of independent variables. Also, a mathematical model for prediction of analyzed mechanical properties in welded joints of aluminium panels has been established.

METAL FOAMS AND ALUMINIUM FOAM SANDWICH PANELS

Aluminium foams are just one type of metallic foams which are a new class of materials with low densities and novel physical, mechanical, thermal, electrical and acoustic properties [1 - 9]. Metal foams are cellular structures consisting of a solid metal, as well as a large volume fraction of gas-filled pores. The pores can be sealed (closed-cell foams), or they can form an interconnected network (open-cell foams). The defining characteristic of metal foams is a very high porosity: typically 75 - 95% of the volume consists of void spaces making these ultralight materials [1, 5]. The properties of metal foams depend most directly on those of the material from which they are made and on their relative density; but they are influenced by structure too. The structure is very like those of soap films: polyhedral cells with thin cell faces bordered by thicker cell edges. Some of the features appear to be governed by surface energy, as they are in soap films: the Plateau borders are an example.

Metal foams are made by a range of novel production technologies, many still under development. Parallel with development of production technologies new joining techniques for metal foams are developing and potential application is expected. At present metal foams are incompletely characterized, and the processes used to make them are imperfectly controlled, resulting in some variability in properties [5]. But even the present generation of metal foams can offer significant performance gains in light, stiff structures, for the efficient absorption of energy, for thermal management and perhaps for acoustic control and other, more specialized, applications. They are recyclable and nontoxic. They hold particular promise for market penetration in applications in which several of these features are exploited simultaneously.

Nine distinct process-routes have been developed to make metal foams, of which five are now established commercially [5, 10 - 14]. Each method can be used with a small subset of metals to create a porous material with a limited range of relative densities and cell sizes. One of the most common production technologies is gas-releasing particle decomposition in semi-solids. In this method foaming agents are introduced into metals in the solid state by mixing and consolidating powders. Titanium hydride is used as foaming agent. The process begins by combining particles of a foaming agent TiH_2 with an aluminium alloy powder. After the ingredients are thoroughly mixed, the powder is cold compacted and then extruded into a bar or plate of near theoretical density. This ‘precursor’ material is chopped into small pieces, placed inside a sealed split mould, and heated to a little above the solidus temperature of the alloy. TiH_2 begins to decompose at about 465°C, which is well below the melting point of

pure aluminium (660°C) and of its alloys, and creates voids [5]. These expand by semi-solid flow and the aluminium swells, creating foam that fills the mould. Cooling then stabilizes the foam. The process results in components with the same shape as the container and relative densities as low as 0.08. The foam has closed cells with diameters that range from 1 to 5 mm in diameter [5, 7, and 14].

The cellular structure of metallic foams requires that special attention must be taken in characterization and testing. Structure is examined by optical microscopy, scanning electron microscopy and X-ray tomography. The ratio of the specimen size to the cell size can affect the measured mechanical properties of foams which can also be influenced by the state of the surface and the way in which the specimen is gripped and loaded [1, 5]. This means that specimens must be large (at least 7 cell diameters of every dimension) and that surface preparation is necessary [5]. Variations in the microstructure and cell wall properties of some foams gives rise to variability in the measured mechanical properties.

In a typical uniaxial compression test of metal foams, the two ends of the sample are in contact with the loading plates, and the sides of a specimen are free. Cell walls at the sides are obviously less constrained than those in the bulk of the specimen and contribute less to the stiffness and strength. As a result, the measured value of Young's modulus and the compressive strength increases with increasing ratio of specimen size to cell size.

Uniaxial compressive tests are best performed on prismatic or cylindrical specimens of metal foam with a height-to-thickness ratio exceeding [1, 5]. Local plasticity at stresses well below the general yield of the foam requires that moduli be measured from the slope of the unloading curve, rather than the loading curve. The compressive strength of the foam is taken to be the initial peak stress if there is one; otherwise, it is taken to be the stress at the intersection of two slopes: that for the initial loading and that for the plateau stress. The standard deviation in the Young's modulus of aluminium foams is typically between 5% and 30% of the mean while that in the compressive strength is typically between 5% and 15%.

Uniaxial tension tests can be performed on either waisted cylinder or dogbone specimens. Young's modulus is measured from the unloading portion of the stress–strain curve. The tensile strength is taken as the maximum stress. Tensile failure strains are low for aluminium foams (in the range of 0,2 - 2%). The standard deviation in the tensile strengths of aluminium foams, like that of the compressive strength, is between 5% and 15% of the mean.

Aluminium foams can be used for production of various composite structures. Aluminium foam sandwich (AFS) panels are sheet-shaped structures comprising two layers of aluminium

sheets and a core of aluminium foam in between giving the structure a high degree of stiffness. In this manner performance of aluminium foams can be enhanced by using it as core material in a sandwich, with strong and stiff face sheets. The foam cores possess a high-energy absorption capacity, sound dampening, fire resistance, thermal insulation and damage tolerance. These structures can be used in various applications including automobile, aerospace, and building structures for both military and civil uses. The specific properties of AFS panels are low material density, high material stiffness, good impact resistance, high energy absorption. Although those properties can also be found with other sandwich materials, AFS panels shows advantages which can hardly be beaten by any sandwich structure commercially available today. While most sandwich materials allow only limited variations in geometry and shape, AFS can be reshaped in almost the same way as conventional metal sheets applying the same tools and manufacture steps. This fact opens a wide range of potential applications for AFS. The absence of adhesives makes AFS suitable for manufacturing steps involving elevated temperatures as it is welding.

Basically, two ways of producing aluminium foam sandwiches are used. First is adhesive bonding of the pre-fabricated foam core with the cover sheets. Second one is direct application of foam and thus bonding of the cover sheets.

Banhart and Seeliger developed a manufacturing method for producing sandwich panel consisting of a highly porous Al foam core and Al alloy face sheets. As a raw product for the manufacture of AFS pre-manufactured sandwich precursors are used. Raw product is produced by roll-bonding Al alloy sheets to a densified mixture of metal powders and foaming agent [27]. The result is three layered structure. Metal powder usually consists of Al-Si or Al-Si-Cu alloys with 6 - 8% Si and 3 - 10% Cu [27]. In contrast to the final AFS structure, the core layer of the raw product consists of compacted aluminium powder having a density of almost 100% [30]. Already in the raw product, the core layer is metallically bonded to the external sheets without using any adhesive [22]. This raw product has the appearance of conventional aluminium sheets and allows almost the same methods of reshaping as ordinary sheet material. During the actual forming process, the raw product is heated up and the core is transformed into the liquid. Simultaneously a gas releasing additives cause the core to expand resulting in a porous core structure on cooling. The core expands, while the face sheets remain both solid and firmly bonded to the foam during this step. By adequate control and modification of the process parameters the porosity of the core can be adjusted according to the specific demand of the application. The advantages of this process are obvious: a pure

metallic bonding is maintained that is less heat sensitive than an adhesive and can be used to manufacture heat resistant non-inflammable structures [28]. In addition, recycling of such AFS should be easier than recycling of polymer-bonded sandwich panels. In this way a wider range of alloy combinations can be processed. Three groups of aluminium alloy face sheets are currently being used:

- Non heat treatable 3000 alloys, mainly 3103 (AlMn1)
- Non heat treatable 5000 alloys: 5005 (AlMg1), 5754 (AlMg3) or 5083 (AlMg4.5),
- Heat treatable 6000 alloys: 6016, 6060 or 6082 (Al-Mg-Si system)

For the foam core, two groups of alloys based on the Al-Si system have been developed and tested. Currently, the alloy AlSi6CuX (X ≈ 3…7) is preferred for its low solidification temperature and very good foaming behaviour [28].

A proper sandwich design based on dense face sheets can optimise compressional, tensional, torsional or flexural properties of aluminium foam sandwich panels. The face sheets bear tensile and compression forces from bending loads; the core layer, in turn, contrasts shear and compressive loads. A large thickness core layer increases the sandwich's moment of inertia at low weight increment and supports the face sheets against buckling. It should be observed that comparing a flat panel of aluminium with an AFS one of the same weight but with triple height the bending stiffness of the AFS is approximately one order of magnitude higher than the stiffness of the dense aluminium panel [29].

The compression test of aluminium foam sandwich panels can be based on DIN 53 291 [10] or ASTM C 365-11. With compression test the properties of aluminium foam can be characterised. Both methods require quadratic specimens with a side length of at least 7 times the size of the cell. The stress–strain curves obtained show a similar trend. They have an elastic region at small strains caused by the bending and extension/compression of cell walls and edges.

If considering possible applications bending tests can be based on DIN 53 293 or ASTM C 393-00. Three and four point bending tests as a result deliver load - deflection curves and accordingly the bending stress - deflection curves. Aluminium foam sandwich panels have a linear elastic material behaviour which is a continuous transition merged into the plastic region as a function of the deflection. Failure may be induced by shear acting through the foam core and the foam-skin interface [29]. Otherwise, the bending action results in axial stresses in the skin that can bring to failure to the tensed side. Finally, punch pressure may induce localized damage and indentation may occur [29]. If a critical moment is reached, two

essential failure criteria could be observed: a) buckling of the upper sheet in the vicinity of the support; b) damage in the foam between load and reaction support [103]. When regular bending behaviour occurs in aluminium foam sandwich panels, the crushing of the cells and the plastic instability of the skin are concentrated in the middle of the specimen, in the region corresponding to the maximum compressive stress. The bending stresses depend significantly on the orientation of the specimens in the AFS-panels either in or perpendicular to the direction of rolling.

JOINING OF ALUMINIUM FOAMS AND ALUMINIUM FOAM SANDWICH PANELS

Aluminium foams can be glued with the same adhesives used to bond the base metal [5, 109, 110]. The glued joints are usually stronger than the foam itself. There are some drawbacks: low thermal stability, mismatch of expansion coefficient and the possible creation of a thermal and electrical isolation barrier [109, 110]. Provided these are not critical to the design, adhesives (particularly epoxies) allow simple, effective attachment. Typical of their use is the attachment of face-sheets to metal foam cores in sandwich-panel construction.

Aluminium foams can be brazed, soldered and welded. As the aluminium foam is always covered by a layer based on alumina or other oxides this layer must be removed before or during soldering, in order to create a sound metallic joint. The oxide layer can be removed either mechanically by scraping of oxides, or chemically using soldering flux. Use of soldering flux is possible only if the surface of the foam is dense. If not, the soldering flux penetrates into the porous structure and can cause the serious corrosion problems [109]. Since the surface of aluminium foam usually contains a lot of cracks, the soldering with the flux can be successfully applied only for sandwiches.

Welding and brazing are best used for foams with integral skins [5]. Weldability of some aluminium alloys is very good but in case of aluminium foams, the welding problems occur due to the very low and variable thickness of the surface layer. This obstacle can be partially overcome using controlled heat input into the joint for instance by laser welding, however high process costs should be expected. Studies of laser welding show promise, but the technique requires careful control [112].

TIG, MIG and laser welding were shown to be suitable techniques to joint two AFS panels with each other or an AFS panel with a piece of dense material or a fastening element. This is important since light-weight construction based on AFS largely depends on efficient joining

techniques. In case of metal foams extra critical issues must be taken into account: a) cell integrity and/or foam stability, b) different melting points of foam and cover sheet. By applying any joining technology joining only involves the region close to the cover sheets while the two foam edges remain separated. The difference in density between foam and skin limits the execution of welds through the thickness. Solid structures (either cover sheets or filler) and foams show thermo-mechanical properties too different to set welding parameters that are acceptable for both.

TIG and MIG welding of AFS panels are possible but any attempt of increasing the welding power density results in severe damage of the foam. The resulting joint quality proved to be good; occasionally cover can be detached due to thermal expansion. If glued sandwiches are to be welded, the involving heat may not destroy the adhesive layer between core and coversheets also in the vicinity of the weld. This is very difficult (even almost impossible) to achieve with traditional welding techniques. Furthermore if hardened coversheets are used, their properties cannot be redressed via after treatment, because of low thermal stability of adhesive.

If laser welding is applied a solid aluminium bar can be inserted between the AFS panels. In this case the joining involves the coversheets and the solid part, while no continuity can be achieved between the foam and the central element.

Since Friction Stir Welding (FSW) is a solid-state welding process with low heat input and extraordinary conditions suitable for welding of aluminium alloys it would be suitable for welding of aluminium foam sandwich panels. FSW produces significantly less heat than traditional welding, as the material is not melted at all, and provides therefore very promising method also in this case. The main problem to utilise FSW for this purpose is the low indentation resistance of the foam core. When the tool pin is inserted between two adjacent coversheets the material is partially pressurised into the pores below the pin and the frictional forces enabling good stirring and thus metallurgical bonding do not come up. Therefore some kind of support must be inserted between coversheets prior to FSW to provide stable base to rotating tool. If the welding is performed properly the supporting profiles are also welded to both adjacent coversheets in one operation, which significantly improves the mechanical properties of the joint.

FRICTION STIR WELDING

Friction stir welding is a solid-state joining technique that has expanded rapidly since its development in 1991 and has found applications in a wide variety of industries, including aerospace, automotive, railway, and maritime [31 - 41]. The FSW process possesses a number of attractive advantages when compared to other welding processes, perhaps the most significant of which is the ability to weld aluminium alloys that are difficult or impossible to weld using fusion welding techniques and to weld metals of different melting temperatures and thermal expansion [31, 34]. In this process the temperature remains below the melting point of the material (from 60% to 90% of its melting point) [37]. Produced weld does not experience problems related to resolidification, such as the formation of second phases, porosity, embrittlement, and cracking.

Although there are several variants of this welding process, conventional FSW was the earliest demonstrated technique, and it remains the most basic and widely applied technique in research and industry. The basic principle of the process is illustrated in Figure 3.1. Generally the plates to be joined are placed on a rigid backing plate and clamped to prevent the faying joint faces from separating. A cylindrical tool is then rotated and slowly plunged between the faying surfaces. The heating is accomplished by friction between the rotating tool of harder material and the workpiece. The tool is shaped with a larger diameter shoulder and a smaller diameter, specially profiled probe, also called the pin. The pin first makes contact as it is plunged into the joint region. This initial plunging friction contact heats a cylindrical column of metal around the pin as well as a small region of material underneath the pin. The depth of penetration is controlled by the length of the pin [34]. The contacting shoulder applies additional frictional heat to the weld region and prevents highly plasticised material from being expelled during the welding operation. Once the shoulder makes contact the adjacent thermally softened region takes up a frustum shape corresponding to that of the overall tool geometry. The thermally softened region appears much wider at the top surface in contact with the shoulder, tapering down to the probe diameter. The combined frictional heat from the probe and the shoulder creates a plasticised almost hydrostatic condition around the immersed probe and the contacting surface of the shouldered region of the workpiece top surface. The heat transfer in the material allows the rotating tool to stir mechanically the softened material flowing to the backside of the tool where it is consolidated to form a metallurgical bond with specified zones.

The resultant microstructure and metal flow features of a friction stir weld closely resemble hot worked microstructure of typical aluminium extrusion and forging [37]. The microstructure and consequent property distributions produced during FSW of aluminium alloys are dependent on several factors. The contributing factors include alloy composition, alloy temper, welding parameters, gage of welded plate and other geometric factors. Alloy composition determines the available strengthening mechanisms and how the material will be affected by the temperature and strain history associated with FSW. The alloy temper dictates the starting microstructure, which can have an important effect on the alloy response to FSW, particularly in the heat-affected zone.

No consumable filler material, shielding gas, or edge preparation is normally necessary in the friction stir welding. Process parameters include the tool rotation speed, welding speed, tool geometry, tool tilt angle and axial force [40 - 50]. Tool rotation speed ω (min^{-1}) appears to be the most significant process parameter since it also tends to influence the welding speed v (mm/min). When the welding speed is to faster than the critical value, welding defects can be produced in the joints. Another important process parameter is the angle of spindle or tool tilt angle α_A with respect to the workpiece surface. A suitable tilt of the tool towards trailing direction ensures that the shoulder of the tool holds the stirred material by threaded pin and move material efficiently from the front to the back of the pin [37].

The combination of coefficient of kinetic friction, welding speed, tool rotation speed, tool geometry and axial force of the tool define the heat input into the material during the process. The shoulder force is directly responsible for the plunge depth of the tool pin into the surface of the work piece. The degree of material mixing and inter diffusion, the thickness of the deformed aluminium lamellae, and material flow patterns highly depend upon the geometry of the tool, welding temperature, and material flow stress. These in turn depends on the axial force [40].

The material flow behaviour is predominantly influenced by the FSW tool profiles, FSW tool dimensions and FSW process parameters. A number of tool geometries and tool attitude for different materials have been reported in the literature [37, 40, 69 - 71]. Because of the various geometrical features of the tools, the material movement around the probe can be extremely complex and significantly different from one tool to the other. FSW tool is defined by shoulder geometry, shoulder features such as scrolls or grooves (Figure 3.12), probe geometry and probe features such as threads, flutes, and flats (Figures 3.14, 3.15).

FSW is generally identified as a new welding technology that can be used to weld dissimilar alloys and metals. During joining of aluminium alloys the surface oxide presents no difficulty to the process. The weld efficiency was observed to reduce if a very hard aluminium alloy was stirred with a very soft aluminium alloy.

THE EXPERIMENT

The objective of the research in this doctoral thesis was to investigate the influence of welding speed, tool tilt angle and tool shoulder diameter on the mechanical properties and formation of imperfections in welded joints of aluminium foam sandwich panels. Therefore, the parameters that have been varied according the designed factorial planning were welding speed (23, 58 and 93 mm/min), tool tilt angle (2°, 3° and 4°) and tool shoulder diameter (7, 8 and 9 mm). Applying iteration approach, welding tool has been designed and welding has been performed using tools with the same form of the tool pin and different shoulder diameters. A plan of experiment has been prepared regarding capabilities of universal milling machine Prvomajska ALG 200B. The tool rotation speed was constantly ω = 1900 min^{-1}. Other constant and controlled parameters were tool material, tool dimensions and design, type of the weld and configuration of the materials, welding equipment and clamping device.

Axial force of the tool wasn't controlled parameter because welding machine hasn't got a force control option. Axial force was only measured using KISTLER quartz dynamometer for measuring the three orthogonal force components. Produced welds have been accepted if the tool pressure during the welding was below the specified limit which was defined by uniaxial compression testing of the aluminium foam sandwich panels. A stainless steel backing plate underneath the workpieces was keeping the heat in the welding zone. The workpieces were clamped in a specially created clamping device placed on the dynamometer.

Aluminium foam sandwich panels used for this experiment were produced by Pohltec metalfoam GmbH, Germany. According to the producer flatness of the panel is 1 mm per 1000 mm of length. Thickness tolerance is ± 0,5 mm. Thickness of the panel is 12 mm. Cover layer is made of 1 mm thick EN AW 6082-T4 aluminium alloy sheets. Core is made of AlMg3Si6 aluminium foam. In the production phase the foamable precursor material is bonded to two aluminium sheets by roll cladding without any adhesives. Panels were delivered in dimensions 1200 × 800 mm. Panels were cut with a circular saw into pieces with dimensions 200 × 80 mm. Dimensions, mechanical and chemical properties of the panels were investigated before welding. Using a digital calliper Sylvac panel thickness and pore

diameter have been measured. Average pore thickness is $\overline{d_{\mathrm{pl}}}$= 3,172 mm. Average panel thickness is $\overline{h_{\mathrm{pl}}} = 12{,}5$ mm. Using a top loading balancer METTLER TOLEDO PR 1203 mass of specimens has been measured and relative density $\overline{\rho_{\mathrm{rel}}}$ = 0,194 has been calculated. Calculated Young's modulus of the foam is E_{p} = 4,887 GPa. Calculated shear modulus of the foam is G_{p} = 1,8326 GPa.

The mechanical testing of the panels was conducted on a servo-hydraulic testing machine VEB Werkstoffprufmaschinen GmbH, EU 40 mod. According to ASTM C365-03 standard specimens for uniaxial compression testing were sectioned from aluminium foam sandwich panels. Average compressive stress has been calculated to be $\overline{\sigma_{\mathrm{et0,7}}}$ = 5,28 MPa when deformation reaches 0,7 mm.

Three point bending test was performed according to ASTM C 393-00 standard. The specimen geometry was 163 mm × 24 mm × 12,5 mm. Specific cylindrical supports having a radius of 5 mm were placed with 105 mm supporting span width. The load was applied at a constant speed of 8 mm/min. Maximal force applied was measured and experiment was stopped when the force decreased for more than 50%. Force decreased if a critical plastic deformation occurred: a) buckling of the upper sheet in the vicinity of the support, or b) damage in the foam between load and reaction support. From the maximum force applied F_{f} and equivalent flexural rigidity $(EI)_{\mathrm{eq}}$ the longitudinal bending stresses in the cover sheets σ_{l} has been calculated. Average longitudinal bending stresses in the cover sheets for 5 specimens is $\overline{\sigma_{\mathrm{l}}}$= 129,26 MPa.

In order to avoid undesirable deformation of the specimen during uniaxial tension testing a special clamping device for tension specimens has been designed and manufactured (Figure 5.9). By turning the bolt M8 x 40 with a torque wrench limited at 30 Nm the head of the specimen was clamped with a same pressure during the whole uniaxial tensile testing. Load was applied at a constant speed of 10 mm/min. Maximal force applied was measured and average tensile strength for aluminium foam sandwich panel has been calculated to be $\overline{R_{\mathrm{m}}}$ = 27,68 MPa.

Quantitative material characterization was performed with handheld Olympus XRF X-ray Fluorescence analyser. The measurement has confirmed that chemical composition of cover sheets alloy according to standard HRN EN 573-3:2014 matches the aluminium alloy EN AW-6082.

The main problem to utilise FSW for joining AFS panels is the low indentation resistance of the aluminium foam core. When the tool pin is inserted between two adjacent coversheets the

material is partially pressed into the pores below the pin and the frictional forces enabling good stirring and thus metallurgical bonding do not come up. For this reason a solid aluminium profile has been placed between the panel edges in the butt weld configuration. This solid insert was extruded aluminium alloy EN AW-6060-T66 with cross section dimensions 14 × 3 mm. According to the literature this alloy has a good weldability with EN AW-6082-T4 applying friction stir welding process [44, 45, 66, 100]. This insert has enabled higher tool pressure during the welding process without deformation of the aluminium foam core. Besides that, it has provided sufficient volume of the material required for the weldment formation. Welding has been performed along the rolling direction of the cover sheets. During the welding downward force of the tool was measured with 3-component dynamometer KISTLER, type 9257A. This dynamometer was used for measuring the 3 orthogonal components of a force. The dynamometer consists of four 3-component force sensors fitted under high preload between a base plate and a cover plate. The force components are measured practically without displacement. The 4 sensors are fitted so that they are ground-isolated. The specially designed clamping device was mounted on the cover plate of the dynamometer. The force sensors in the dynamometer produce an electric charge which varies in direct proportion with the load acting on the sensor. The dynamometer was connected with multi-channel charge amplifier KISTLER, type 5070A10000. This charge amplifier converts the electric charge from the dynamometer into a proportional voltage. Analogue signal from the multi-channel charge amplifier was converted to digital using a National Instruments cDAQ-9172 chassis and National Instruments 9215 module. This unit transfers digital signals to personal computer HP ProBook 4510S via USB 2.0 interface. Signals were processed applying National Instruments Signal Express 2013 software. Signal Express is interactive, data-logging software for quick acquiring, analyzing, and presenting data from data acquisition devices and instruments, with no programming required. The limiting level of the axial force was specified to be: a) for the tool with shoulder diameter 7 mm F_N = 4793,6 N; b) for the tool with shoulder diameter 8 mm F_N = 5524,6 N; c) for the tool with shoulder diameter 9 mm F_N = 6244 N.

Applying iteration approach, welding tool has been designed. After welding with a specific tool, specimens for macroanalysis have been sectioned from the produced weld. If specimen has contained imperfections the tool design has been modified to eliminate the cause of the imperfections. Final tool design has defined three tools with different shoulder diameters (7 mm, 8 mm and 9 mm) and the same tool pin design and dimensions. All of the tools were

made from X38CrMoV5-1 tool steel. Final tools have been quenched and tempered to get the surface hardness of 50 HRC.

Double side welding was used for producing butt welds of aluminium sandwich panels applying insertion of homogenous aluminium extruded section. Welding has been executed with different welding parameters (welding speed v, tool tilt angle α_A, and tool shoulder diameter d_A) according the designed factorial planning containing 32 states of experiment. Levels of welding speed were 23, 58 and 93 mm/min. Levels of tool tilt angle were 2°, 3°, and 4°. Levels of tool shoulder diameter were 7mm, 8 mm and 9mm.

From the produced welds specimens for tensile strength testing, 3 point bend testing and macro analysis have been sectioned perpendicular to the welding direction. Specimens for tensile strength test have been machined to required dimensions using universal milling machine. Specimens for analysis of macrostructure have been grinded and polished using sandpapers: 1) P320, 2) P500, 3) P800, 4) P1000. After polishing specimens were etched for 1 min in Graff-Sargents reagent composed of 84 ml H_2O; 15,5 ml HNO_3; 0,5 ml HF and 3g CrO_3. The microstructure has been examined using a stereomicroscope LEICA MZ6. Macrostructure analysis has shown that some of the produced welds contain imperfections which were classified according to the norm HRN EN ISO 6520-2:2013:

a) P.1001 – micro-crack. This imperfection was observed in specimens: A17, B07, B11, B23 and C01.
b) P.1600 – surface breaking crack. This imperfection was observed in specimen B11.
c) P.2016 – one worm hole. Depending on dimensions of the worm hole mechanical properties of the produced weld can be reduced. This imperfection was observed in specimens: A13 and B11.
d) P.2016 – two or more worm holes. As for the one worm hole mechanical properties of the weld with two or more worm hols depend on the dimensions of imperfections. This imperfection was observed in specimens: A07, A11 and B07,
e) P.401 – lack of fusion. This is one of the most serious weld defects. It produces the notch effect. Because of internal stresses produced during weld, the faces sticking to each other will separate. In this case lack of fusion between properly welded sheets and insertion of homogenous aluminium extruded section occurs. This imperfection was observed in specimens: A05 , A11, B07, B13 and B15

f) P.403 – insufficient fusion (stuck weld). This imperfection significantly reduces tensile strength and flexural strength. This imperfection was observed in specimens: A01, B15, C01 and C15.
g) P.5262 – surface protrusions. This imperfection should not have major influence on the mechanical properties of the produced weld. This imperfection was observed in specimens: C17.

THE RESULTS OF THE EXPERIMENT

Visual inspection of the welds has confirmed that tool shoulder diameter affects on the width of the produced weld. Variation of welding speed (23, 58 and 93 mm/min) has a low influence on the appearance of the weld face. With the increase of the welding speed roughness of the weld face increases. Tool tilt angle has no influence on the appearance of the weld face.

Measurement of the forces acting from the tool on the welding material has shown that downward force was well below the limiting level for all tools used in this experiment. At the beginning of the process downward force achieved value between 1,3 and 2,3 kN. When the tool pin has reached plunging depth the downward force reduced to approximately 700 kN and stayed stable with slighter oscillations depending on the structure of the aluminium foam in the aluminium sandwich panels and also on the tool shoulder diameter.

The uniaxial tensile testing of the specimens has been conducted on a servo-hydraulic testing machine VEB Werkstoffprufmaschinen GmbH, EU 40 mod. The load was applied at a constant speed of 10 mm/min. Measurement was done using TIRAtest System software.

Measured values of the maximal tensile force F_m for some specimens are varying more than it was expected. Measured values of maximal tensile force F_m for all specimens are below the average value of maximal tensile force of AFS panels which is $\overline{F_{\mathrm{m\,om}}} = 8843{,}33$ N. Average value of the maximal tensile force for the specific welded joint $\overline{F_m}$ [N] has been calculated from the two measured values of maximal tensile force F_m [N] for specimens produced from the same welded joint. Using obtained value ultimate tensile strength R_m has been calculated for 32 states of experiment. It was observed that welds produced with tool tilt angle 3° and welding speed 58 mm/min have the maximal tensile strength regardless of the tool shoulder diameter used for welding. If the tool tilt angle is 2° or 4° maximal tensile strength was measured for welds produced with welding speed 93 mm/min regardless of the tool shoulder diameter that was used for welding.

Although the welding and the specimens were not in accordance with standard EN ISO 25239-4:2012 Friction stir welding – Aluminium – Part 4: „Specification and qualification of welding procedures“, which refers only for homogeneous materials, the measured values in this experiment could be compared with conformance levels of the listed standard. According to this standard the ultimate tensile strength of welded test specimen in the post-welded condition shall be at least 70% of the ultimate tensile strength of the parent material [126]. This refers only for butt joints of heat treatable aluminium alloys produced with friction stir welding. If the ultimate tensile strength of the parent material is $\overline{R_{\mathrm{m}}}$ = 27,68 MPa (as it is in this case) all of the welds with ultimate tensile strength above 19,376 MPa could be accepted.

The three-point bend testing of welded test specimens has been conducted on the same servo-hydraulic testing machine as for the uniaxial tensile testing. The load was applied at a constant speed of 8 mm/min. Average value of the maximal flexural force for the specific weld $\overline{F}_{\mathrm{f}}$ [N] has been calculated from the two measured values of maximal flexural force F_{f} [N] for specimens produced from the same weld. Measured values of the maximal flexural force F_{f} for some specimens are varying more than it was expected. Measured values of maximal flexural force F_{m} for all specimens made with welding speed v = 58 mm/min, tool tilt angle α_{A} = 3° and tool shoulder diameter d_{A} = 8 mm are above the average value of maximal flexural force of AFS panels which is $\overline{F_{\mathrm{ms\,om}}} = 1321{,}8\ \mathrm{N}$, except for the specimen B013. Using obtained value flexural strength of the specific welded joint R_{ms} has been calculated for 32 states of experiment.

It was observed that welds produced with tool tilt angle 4° and welding speed 93 mm/min have the maximal flexural strength regardless of the tool shoulder diameter used for welding. If the tool tilt angle is 3° maximal flexural strength was calculated for welds produced with welding speed 58 mm/min regardless of the tool shoulder diameter used for welding.

The three - point bend testing of welded test specimens produced with tool tilt angle 4° has shown that calculated values of flexural strength are above 122,42 MPa (which is the flexural strength of the cover sheets in the 3 point bend testing of the parent material) regardless of welding speed and tool shoulder diameter used for welding.

MATHEMATICAL MODELS

The results of the experiment were analyzed and statistically processed using Design Expert 9.0.4.1. software. The results have confirmed predicted effects of independent variables on the properties of the welded joints. Using a Response Surface Methodology a mathematical

models for prediction of tensile strength R_m and flexural strength R_{ms} in the welded joints of aluminium sandwich panels have been established.

For the prediction of tensile strength a reduced quadratic mathematical model has been established. Analysis of variance – ANOVA for the model has been generated. The model F-value of 8,42 implies that model is significant. There is only a 0.01% chance that an F-value of this magnitude could occur due to the noise. „Prob > F“ value is 0,0001 for the model. Values of „Prob > F“ less than 0,0500 indicate model terms are significant. Values greater than 0,1000 indicate the model terms are not significant. In this case welding speed (< 0,0001), tool tilt angle (0,0386), tool shoulder diameter (0,2168), square value of tool tilt angle (0,0013) and square value of tool shoulder diameter (0,0387) are significant model terms. „Adeq Precision“, which measures the signal to noise ratio, is 11,755 for this model. A ratio greater than 4 is desirable. The „Lack of Fit F-value“ of 0,88 implies Lack of Fit is not significant relative to the pure error. There is a 62,97% chance that a „Lack of Fit F-value“of this magnitude could occur due to noise. The „R-Squared“ value is 0,6183. The „Pred R-Squared“ of 0,4362 is in reasonable agreement with the „Adj R-Squared“ of 0,5449 which indicates a good adequacy of the reduced quadratic model with model terms.

For the prediction of flexural strength a reduced quadratic model has been established. Analysis of Variance – ANOVA of mathematical model for prediction of tensile strength has been generated. The model F-value of 16,19 implies that model is significant. There is only a 0.01% chance that an F-value of this magnitude could occur due to the noise. „Prob > F“ value is 0,0001 for the model. In this case welding speed (0,1175), tool tilt angle (<0,0001) and square value of welding speed (0,0008) are significant model terms. „Adeq Precision“ for this model is 12,388. The „Lack of Fit F-value“ of 1,35 implies Lack of Fit is not significant relative to the pure error. There is a 40% chance that a „Lack of Fit F-value“of this magnitude could occur due to noise. The „R-Squared“ value is 0,6343. The „Pred R-Squared“ of 0,5319 is in reasonable agreement with the „Adj R-Squared“ of 0,5951 which indicates a good adequacy of the reduced quadratic model with model terms.

CONCLUSION

Within the scope of this doctorial thesis influence of welding speed, tool tilt angle and tool shoulder diameter upon the mechanical properties and formation of defects at the friction stir welding of aluminium foam sandwich panels has been investigated. Applying iteration

approach, welding tool has been designed and welding has been performed using same form of the probe with different shoulder diameters.

Visual inspection of the welds has confirmed that tool shoulder diameter affects on the width of the produced weld. Variation of welding speed has a low influence on the appearance of the weld face. With the increase of the welding speed roughness of the weld face increases. Tool tilt angle has no influence on the appearance of the weld face.

The uniaxial tensile testing and three-point bend testing of welded test specimens have been conducted. It can be concluded from the obtained results that friction stir welding of aluminium foam sandwich panels in butt-weld configuration, applying insertion of homogenous aluminium extruded section, with a proper tool design and defined welding parameters can provide welded joints of outer sheets with acceptable mechanical properties. During the welding the tool pressure can be below the compression strength of aluminium foam in the core.

From the obtained results of mechanical testing it can also be concluded that during the welding process welding speed, tool tilt angle and tool shoulder diameter have significant influence on tensile strength, flexural strength and formation of imperfections in welded joints. Calculated values of tensile strength and flexural strength differ for every state of the experiment. The differences in these values result from the influence of independent variables and their interactions.

Using a Response Surface Methodology a mathematical models for prediction of tensile strength and flexural strength in the welded joints of aluminium sandwich panels have been established. The hypothesis investigated here have been confirmed. Prediction is that with future investigation of tool design and with larger number of states of experiment the efficiency of the process could be improved.

KLJUČNE RIJEČI:

zavarivanje trenjem rotirajućim alatom, aluminijski sendvič paneli, brzina zavarivanja, kut nagiba alata, promjer čela alata

KEY WORDS:

friction stir welding, aluminium foam sandwich panels, welding speed, tool tilt angle, tool shoulder diameter

POPIS SLIKA

Broj slike	Naslov slike	Strana
Slika 1.1.	Planirani tijek istraživanja	6
Slika 2.1.	Presjek metalne pjene sa zatvorenim ćelijama (označena je Plateauova granica) [4.]	8
Slika 2.2.	Metalna pjena s otvorenim ćelijama [7]	9
Slika 2.3.	„Obiteljsko stablo“ metalnih pjena [1]	10
Slika 2.4.	Dijagram naprezanje – deformacija Alulight aluminijske pjene za uzdužno i poprečno izuzete uzorke [5]	13
Slika 2.5.	Dijagram naprezanje – istezanje; istezanje – lomna površina za Alporas aluminijske pjene [16]	13
Slika 2.6.	Shematski dijagram tlačno opterećenje-deformacija za idealnu metalnu pjenu [7]	14
Slika 2.7.	Dijagrami tlačno naprezanje – deformacija Cymat aluminijsku pjenu [5]	15
Slika 2.8.	Dijagram tlačno naprezanje – deformacija za Alporas aluminijsku pjenu [17]	15
Slika 2.9.	Shematski usporedni dijagram za tlačno i vlačno opterećenje metalne pjene i homogenog metala [6]	16
Slika 2.10.	Dijagram tlačno naprezanje – deformacija s prikazom apsorbirane energije W [5]	17
Slika 2.11.	Prototip nosača motora ispunjen jezgrom od aluminijske pjene [14]	17
Slika 2.12.	Smično ispitivanje plosnih uzoraka zalijepljenih na ploče koje se opterećuju [5]	18
Slika 2.13.	Aluminijski sendvič paneli s aluminijskom pjenom kao jezgrom	20
Slika 3.1	Skica postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom	24
Slika 3.2	MX Triflute^{TM} alat za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [36]	24
Slika 3.3	Faze u postupku zavarivanja trenjem rotirajućim alatom [37]	25
Slika 3.4	Različita područja u zavaru [38]	26
Slika 3.5	Skica dinamičke krivulje rotacije alata [34]	27
Slika 3.6	Dijagram promjene parametara pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom [56]	30
Slika 3.7	Spreg sila prilikom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom s nagibom alata pod kutem α_A suprotno od smjer zavarivanja [46]	32
Slika 3.8	Izgled lica zavara aluminijskih legura AA2014-T651 i AA6063-T651 dobivenih zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom s različitim nagibom alata [51]	33
Slika 3.9	Sile kojima alat djeluje na osnovni materijal pri zavarivanju [60]	34
Slika 3.10	Dijagram sila, momenta i temperature procesa u ovisnosti o vremenu [60]	35

Slika 3.11 Skica vrha alata [68] 36
Slika 3.12 Oblici uzdužnog presjeka čela alata [69] 38
Slika 3.13 Najčešći oblici utora na čelu alata 39
Slika 3.14 Oblici cilindričnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini [69] 40
Slika 3.15 Oblici konusnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini [69] 41
Slika 3.16 Dinamičke krivulje gibanja točke oboda za različite poprečne presjeke trnova alata [39] 42
Slika 3.17 Skica rotacije alata i toka materijala oko trna alata s urezanim navojem sendvič panela 42
Slika 3.18 Alat korišten za zavarivanje aluminijevih legura EN AW-6082-T6 i EN AW-6063-T6 debljine 3.5 mm [100] 45
Slika 3.19 Oblikovanje spojeva za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [37]: 46
Slika 3.20 Primjer zavara s prekomjernim istiskivanjem materijala 48
Slika 3.21 Crvolika pora [48] 48
Slika 4.1 Statički tlačni pokus aluminijskog sendvič panela debljine 34 mm [103] 49
Slika 4.2 Dijagram tlačno naprezanje – deformacija za uzorke izrađene iz aluminiskih sendvič panela [103] 50
Slika 4.3 Skica stanja opterećenja uzorka u savojnom ispitivanju u 4 točke [103] 51
Slika 4.4 Deformacija unutar aluminijske pjene [103] 51
Slika 4.5 Dijagram savojno naprezanje – progib za aluminijske sendvič panele debljine 34 mm [103] 51
Slika 4.6 Savijanje gornjeg lima panela [104] 52
Slika 4.7 Prijelom u aluminijskoj pjeni između donjeg oslonca i tlačnog valjka [104] 52
Slika 4.8 Uzorak postavljen za ispitivanje savijanjem u tri točke [105] 52
Slika 4.9 Deformacija uzorka nakon ispitivanja [105] 52
Slika 4.10 Dijagram moment savijanja – kut savijanja za različita stanja ispitivanja aluminijskih sendvič panela [105] 53
Slika 4.11 Dijagram opterećenje – progib pri ispitivanju aluminijskog sendvič panela savijanjem u tri točke s razmakom između oslonaca 125 mm [106] 54
Slika 4.12 Dijagram opterećenje – progib pri ispitivanju aluminijskog sendvič panela savijanjem u tri točke s razmakom između oslonaca 80 mm [106] 54
Slika 4.13 Oblici deformacija pri opterećenju na savijanje aluminijskih sendvič panela [5] 55

Slika 4.14 Statički vlačni pokus na epruvetama izrađenim od aluminijskog sendvič panela [108] 56
Slika 4.15 Urušavanje ćelijaste strukture kao rezultat prekomjernog dovođenja topline TIG zavarivanjem. 58
Slika 4.16 Princip laserskog zavarivanja aluminijske pjene s dodatnim materijalom – prekursorom [113 59
Slika 4.17 Lasrski zavareni spoj aluminijskih senevič panela s aluminijskim profilom postavljenim kao umetkom [105] 60
Slika 4.18 Makroskopska fotografija spoja dobivenog difuzijskim zavarivanjem [116] 61
Slika 4.19 Potporanj teleskopske ruke izrađen od aluminijskih sendvič panela spojenih MIG zavarivanjem [22] 63
Slika 4.20 Prototip konusnog potpornja unutar tijela rakete „Ariane 5“ [27] 63
Slika 4.21 Zavareni spoj aluminijskih sendvič panela izveden TIG zavarivanjem [105] 64
Slika 4.22 Zavareni spojevi aluminijskih sendvič panela izvedeni zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom [105] 65
Slika 4.23 Mogućnosti oblikovanja spojeva aluminijskih sendvič panela za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [117] 65
Slika 5.1 Mjerenje debljine panela digitalnim pomičnim mjerilom 67
Slika 5.2 Mjerenje promjera pora digitalnim pomičnim mjerilom 67
Slika 5.3 Dijagram ovisnosti sabijanja epruvete o narinutom tlačnom opterećenju za uzorak OM-T1 71
Slika 5.4 Skica postupka trotočkastog savijanja 72
Slika 5.5 Dijagram ovisnosti pomaka trna o sili pri trotočkastom savijanju za uzorak OM-S4 72
Slika 5.6 Epruvete osnovnog materijala nakon trotočkastog savijanja 73
Slika 5.7 Skica epruvete za statičko vlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela 75
Slika 5.8 Epruveta za statičko vlačno ispitivanje deformirana u području postavljenom u stezne čeljusti kidalice 75
Slika 5.9 Skica stezne naprave za statičko vlačno ispitivanje 75
Slika 5.10 Dijagram tlačna sila - sabijanje za uzorak E-T1 pri statičkom tlačnom ispitivanju ekstrudiranog aluminijskog profila 78
Slika 5.11 Dimenzije aluminijskog profila umetnutog između aluminijskih sendvič panela 79
Slika 5.12 Konačan oblik spoja 79
Slika 5.13 Sklop stezne naprave postavljen na dinamometar KISTLER 80
Slika 5.14 Višekanalno pojačalo KISTLER tip 5070A10000 81
Slika 5.15 National Instruments kućište cDAQ-9172 s priključenim modulom 9215 81

Slika	5.16	Izgled korisničkog sučelja i snimljenog signala u programu National Instruments Signal Express 2013	82
Slika	5.17	Skica alata br. 4 korištenog u posljednjoj iteraciji pri oblikovanju trna alata	85
Slika	5.18	Markoizbrusci zavara izrađenih alatom br 4.	86
Slika	5.19	Skica dodirnih površina između alata, ekstrudiranog profila i limova	87
Slika	5.20	Rezanje epruveta na tračnoj pili IMET GBS 185 ECO	89
Slika	5.21	Skica rasporeda izrezivanja epruveta iz jednog zavarenog spoja uz primjer označavanja epruveta	90
Slika	5.22	Makroizbrusci iz grupe A	92
Slika	5.23	Makroizbrusci iz grupe B	92
Slika	5.24	Makroizbrusci iz grupe C	92
Slika	5.25	Epruvete iz grupe B prije statičkog vlačnog ispitivanja	94
Slika	5.26	Statičko vlačno ispitivanje uzorka spoja aluminijskih sendvič panela	94
Slika	5.27	Stanja pokusa u prostornom prikazu	98
Slika	5.28	Stanja podijeljena u 3 ravnine prema faktoru promjera čela alata d_A	98
Slika	6.1	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A09	104
Slika	6.2	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A10	104
Slika	6.3	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A11	105
Slika	6.4	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A12	105
Slika	6.5	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B01	106
Slika	6.6	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B02	106
Slika	6.7	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B05	107
Slika	6.8	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B06	107
Slika	6.9	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B17	108
Slika	6.10	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B18	108
Slika	6.11	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C09	109
Slika	6.12	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C10	109
Slika	6.13	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C13	110
Slika	6.14	Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C14	110
Slika	6.15	Prikaz izmjerenih vrijednosti najveće vlačne sile F_m za epruvete izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23.	114
Slika	6.16	Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 7 mm	114
Slika	6.17	Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 8 mm	115
Slika	6.18	Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 9 mm	115
Slika	6.19	Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak A031	116
Slika	6.20	Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak A131	116

Slika 6.21 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak B051 116
Slika 6.22 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak B231 116
Slika 6.23 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak B251 116
Slika 6.24 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak B252 116
Slika 6.25 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak C111 117
Slika 6.26 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak C112 117
Slika 6.27 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak C031 117
Slika 6.28 Dijagram sila – pomak kidalice za uzorak C091 117
Slika 6.29 Prijelom epruvete A051 118
Slika 6.30 Prijelom epruvete A052 118
Slika 6.31 Prijelom epruvete A111 118
Slika 6.32 Prijelom epruvete A112 118
Slika 6.33 Prijelom epruvete A131 118
Slika 6.34 Prijelom epruvete A132 118
Slika 6.35 Prijelom epruvete A091 119
Slika 6.36 Prijelom epruvete A092 119
Slika 6.37 Prijelom epruvete B151 119
Slika 6.38 Prijelom epruvete B152 119
Slika 6.39 Prijelom epruvete B171 120
Slika 6.40 Prijelom epruvete B172 120
Slika 6.41 Prijelom epruvete B211 120
Slika 6.42 Prijelom epruvete B212 120
Slika 6.43 Prijelom epruvete B091 120
Slika 6.44 Prijelom epruvete B092 120
Slika 6.45 Prijelom epruvete C091 121
Slika 6.46 Prijelom epruvete C092 121
Slika 6.47 Prijelom epruvete C111 121
Slika 6.48 Prijelom epruvete C112 121
Slika 6.49 Prikaz izmjerenih vrijednosti najveće sile F_{ms} za epruvete izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23. 124
Slika 6.50 Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savijanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 7 mm 125
Slika 6.51 Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savijanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 8 mm 126
Slika 6.52 Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savijanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 9 mm 126
Slika 6.53 Usporedba vrijednosti naprezanja pri najvećoj sili za epruvete osnovnog materijala i prosječne vrijednosti epruveta izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23 127
Slika 6.54 Dijagram sila – pomak trna za uzorak A013 128

Slika 6.55 Dijagram sila – pomak trna za uzorak A014 128
Slika 6.56 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B013 128
Slika 6.57 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B014 128
Slika 6.58 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B054 128
Slika 6.59 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B113 128
Slika 6.60 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B233 129
Slika 6.61 Dijagram sila – pomak trna za uzorak B234 129
Slika 6.62 Dijagram sila – pomak trna za uzorak C074 129
Slika 6.63 Dijagram sila – pomak trna za uzorak C134 129
Slika 6.64 Prijelom epruvete A054 130
Slika 6.65 Prijelom epruvete A124 130
Slika 6.66 Prijelom epruvete A193 130
Slika 6.67 Prijelom epruvete B093 130
Slika 6.68 Prijelom epruvete B094 131
Slika 6.69 Prijelom epruvete B111 131
Slika 6.70 Prijelom epruvete B234 131
Slika 6.71 Usporedni dijagram dobivenih vrijednosti provedenih mehaničkih ispitivanja zavarenih spojeva iz grupe C 142
Slika 6.72 Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm 144
Slika 6.73 Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 8 mm 144
Slika 6.74 Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 9 mm 145
Slika 6.75 Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm 146
Slika 6.76 Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 8 mm 146
Slika 6.77 Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 9 mm 147
Slika 6.78 Odzivna površina savojne čvrstoće R_{ms} za alate s promjerom čela od 7 do 9 mm 148
Slika 6.79 Izokvante savojne čvrstoće R_{ms} za alat s promjerom čela od 7 do 9 mm 149
Slika 6.80 Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva 150
Slika 6.81 Izokvante savojne čvrstoće R_{ms} za alat s promjerom čela 7,83 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva 151

POPIS TABLICA

Broj tablice		Naslov tablice	Strana
Tablica	2.1.	Vrijednosti mehaničkih svojstava komercijalno dostupnih aluminijskih pjena [6]	12
Tablica	2.2.	Vrijednosti toplinskih svojstava aluminijskih pjena [1]	19
Tablica	5.1.	Svojstva aluminijskih sendvič panela prema brošuri proizvođača Pohltec metalfoam GmbH [117]	67
Tablica	5.2.	Izmjerene vrijednosti promjera pora na površinama nastalim rezanjem aluminijskih sendvič panela [mm]	68
Tablica	5.3.	Izmjerene vrijednosti debljine aluminijskih sendvič panela [mm]	69
Tablica	5.4.	Izmjerene i izračunate vrijednosti uzoraka aluminijskih sendvič panela	69
Tablica	5.5.	Vrijednosti tlačne sile pri sabijanju od 0,7 mm za sve ispitne uzorke u statičkom tlačnom ispitivanju osnovnog materijala	71
Tablica	5.6.	Rezultati trotočkastog savijanja uzoraka osnovnog materijala	74
Tablica	5.7.	Rezultati statičkog vlačnog ispitivanja uzoraka osnovnog materijala	76
Tablica	5.8.	Maseni udjeli legirnih elemenata u vanjskom limu aluminijskog sendvič panela	76
Tablica	5.9.	Udio legirnih elemenata u aluminijevoj leguri EN AW-6082 prema normi HRN EN 573-3:2014 [119]	76
Tablica	5.10.	Rezultati statičkog tlačnog ispitivanja aluminijskog profila	77
Tablica	5.11.	Kemijski sastav alatnog čelika X38CrMoV5-1 prema certifikatu proizvođača	82
Tablica	5.12.	Skice alata i izrađeni makroizbrusci dobiveni kroz iteracijsko oblikovanje alata	84
Tablica	5.13.	Izračunate vrijednosti površina djelovanja alata na materijale u spoju i graničnih pritisnih sila	88
Tablica	5.14.	Parametri zavarivanja za sva stanja pokusa i označavanje epruveta	91
Tablica	6.1	Redoslijed izvođenja stanja pokusa i označavanje spojeva	101
Tablica	6.2	Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 7 mm	102
Tablica	6.3	Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 8 mm	102
Tablica	6.4	Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 9 mm	103
Tablica	6.5	Vrijednosti maksimalne sile dobivene statičkim vlačnim ispitivanjem, te izračunate prosječne vrijednosti maksimalne sile za svaki par epruvet	111
Tablica	6.6	Izračunate vrijednosti vlačne čvrstoće spojeva	113

Tablica 6.7 Rezultati trotočkastog savojnog ispitivanja epruveta 122
Tablica 6.8 Izračunate vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} pri trotočkastom savojnom ispitivanju 123
Tablica 6.9 Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe A 133
Tablica 6.10 Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe B 135
Tablica 6.11 Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe C 139

POPIS OZNAKA

Latinske oznake

Oznaka	Opis	Jedinica
b	širina ispitnog uzorka	mm
c	debljina jezgre u aluminijskom sendvič panelu	mm
C	konstanta	
C_p	specifični toplinski kapacitet pri stalnom tlaku	J/kgK
d_A	promjer čela alata	mm
d_{OA}	promjer dinamičke krivulje gibanja čela alata	mm
d_{OT}	promjer dinamičke krivulje gibanja trna alata	mm
d_{pl}	promjer pora aluminijske pjene	mm
d_t	promjer trna alata	mm
e	širina umetnutog aluminijskog profila	mm
e_t	pomak trna	mm
E	modul elastičnosti	GPa
E_f	modul savitljivosti	GPa
E_l	modul elastičnosti lima aluminijskog sendvič panela	GPa
E_p	modul elastičnosti pjene aluminijskog sendvič panela	GPa
E_{pl}	modul elastičnosti aluminijskog sendvič panela	GPa
E_1	ukupan unos topline po dužini zavara	J/mm
$(E_1)_{ef}$	efektivan unos topline po dužini zavara	J/mm
$(EI)_{eq}$	ekvivalentna savojna krutost	Nmm^2
$F_{et0,7}$	sila potrebna za sabijanje aluminijskog sendvič panela do 0,7 mm	N
$F_{ete0,7}$	sila potrebna za sabijanje aluminijskog profila do 0,7 mm	N
F_f	maksimalna sila pri trotočkastom savijanju aluminijskog sendvič panela	N
F_m	maksimalna sila pri statičkom vlačnom ispitivanju	N
F_N	sila pritiska alata na materijal	N
F_t	tlačna sila	N
F_{tr}	sila trenja	N
G	modul smičnosti	GPa
G_p	modula smičnosti aluminijske pjene	GPa
G_{pl}	modul smičnosti aluminijskog sendvič panela	GPa
h_{pl}	debljina aluminijskog sendvič panela	mm
H	dužina trna alata	mm
K	konstanta	
K_{IC}	lomna žilavost	$MPa \cdot m^{1/2}$
l	razmak između oslonaca pri trotočkastom savijanju	mm

l_o	pomak po okretaju	mm
m_l	masa limova na aluminijskim sendvič panelima	kg
m_p	masa aluminijske pjene	kg
m_{pl}	masa aluminijskog sendvič panela	kg
M	moment	Nm
p	poroznost	
P_{ae}	dodirna površina između alata i umetnutog aluminijskog profila	mm^2
P_{al}	dodirna površine između alata i limova na aluminijskim sendvič panelima	mm^2
P_{sr}	snaga trenja	W
q_1	toplinski tok kroz površinu čela alata	W/m^2
Q_1	toplina dobivena trenjem čela alata	J
Q_2	toplina dobivena trenjem vrha trna	J
Q_3	toplina dobivena miješanjem materijala uz rub trna alata	J
r_1	polumjer čela alata	mm
r_2	polumjer dna trna alata	mm
r_3	polumjer vrha trna alata	mm
R_{ept}	granica stalačivanja metalne pjene	MPa
R_{es}	granica razvlačenja stijenki ćelija	MPa
R_m	vlačna čvrstoća	MPa
R_{mt}	tlačna čvrstoća	MPa
$R_{mt0,7}$	tlačna čvrstoća pri kojoj se događa sabijanje od 0,7 mm	MPa
R_{ms}	savojna čvrstoća	MPa
s	sabijanje epruvete	mm
S_0	površina epruvete	mm^2
S_0	površina poprečnog presjeka epruvete	mm^2
t	vrijeme	s
t_{pl}	debljina vanjskog lima na aluminijskim sendvič panelima	mm
T	temperatura	K
$T_{čela}$	unos topline čela alata	J
T_m	temperatura taljenja materijala	K
T_{max}	maksimalna radna temperatura	K
T_{min}	minimalna radna temperatura	K
T_{pt}	unos topline površine trna alata	J
T_{uk}	ukupan unos topline	J
T_{vt}	unos topline vrha trna alata	J
v	brzina zavarivanja	mm/min
V_t	volumen trna alata	mm^3
V_l	volumen limova na aluminijskom sendvič panelu	mm^3

V_p	volumen aluminijske pjene u aluminijskom sendvič panelu	mm^3
V_{pl}	volumen aluminijskog sendvič panela	mm^3
W	apsorpcija energije po jedinici volumena	MJ/m^3

Grčke oznake

Oznaka	**Opis**	**Jedinica**
α	koeficijent toplinske rastezljivosti	$10^{-5}/K$
α_A	nagib alata prema osnovnom materijalu	°
ε_D	deformacija pri zgušnjavanju	%
ε_f	vlačna duktilnost	%
η^C	faktor gubitka	
θ	kut savijanja	°
λ	toplinska vodljivost	W/mK
ν	Poissonov faktor	
ρ	gustoća	kg/m^3
ρ_l	gustoća aluminijskih limova na aluminijskom sendvič panelu	kg/m^3
ρ_p	gustoća aluminijske pjene u aluminijskom sendvič panelu	kg/m^3
ρ_{rel}	relativna gustoća metalne pjene	
ρ_s	gustoća materijala stijenki ćelija metalne pjene	kg/m^3
σ_c	naprezanje u jezgri pri sili F_f	MPa
σ_l	izračunate vrijednosti naprezanje u limu pri najvećoj sili F_f	MPa
σ_s	vlačno naprezanje	MPa
σ_{ms}	naprezanje u zavarenim spojevima pri najvećoj sili pri trotočkastom savojnom ispitivanju	MPa
$\sigma_{et0,7}$	tlačno naprezanje u aluminijskom sendvič panelu pri sabijanju od 0,7 mm	MPa
$\sigma_{ete0,7}$	tlačno naprezanje u aluminijskom profilu pri sabijanju od 0,7 mm	Mpa
$\sigma_{ets0,7}$	tlačno naprezanje u spoju pri sabijanju od 0,7 mm	
τ	smično naprezanje	MPa
τ_b	najveće smično naprezanje osnovnog materijala	MPa
μ_k	koeficijent kinetičkog trenja	
ω	brzina rotacije alata	min^{-1}
ω_o	okretaj po pomaku	mm^{-1}

POPIS KRATICA

ANOVA	Analysis of Variance
AFS	Aluminium foam sandwich
ASTM	American Society for Testing and Materials
BNC	Bayonet Neill–Concelman
EN	European Norm
FSW	Friction Stir Welding
HRN	Hrvatska norma
HIP	Hot Isostatic Pressing
IIW	Internationa Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
LOF	Lack of Fit
TMOZ	Termo-mehanički obrađena zona
TWI	The Welding Institute
USB	Universal Serial Bus
ZUT	Zona utjecaja topline
XRF	X-ray Fluorescence

1. UVOD

1.1. Obrazloženje i motivacija istraživanja

Aluminijske pjene posjeduju pogodna svojstva kao što su iznimno mala gustoća, velika specifična krutost, vrlo dobra mogućnost apsorpcije energije udara i elektromagnetskih valova, izolacija topline, vrlo dobro upijanje zvuka, vatrootpornost i recikličnost [1 - 9]. Pri ispitivanju aluminijskih pjena dobiveni rezultati često variraju pri ponavljanju istog mjerenja i za nekoliko desetaka postotaka premda su mjerenja provedena na uzorcima izrađenim potpuno identično iz iste šarže materijala. Veliko rasipanje izmjerenih vrijednosti rezultat je „skrivenih“ parametara kao što su nejednaka raspodjela mase, nejednaka raspodjela pora, različita veličina pora ili općenito heterogenost uzorka. Heterogenost u aluminijskim pjenama mnogo je veća nego u konvencionalnim materijalima te se postupno smanjuje s usavršavanjem postupaka proizvodnje [5].

Aluminijske pjene koriste se, između ostalog, i za izradu kompozitnih materijala kao što su aluminijski sendvič paneli u kojima se koriste za izradu jezgre panela. U aluminijskim sendvič panelima u jednom materijalu kombiniraju se pogodna svojstva vanjskog homogenog aluminijskog lima i aluminijske pjene koja čini jezgru panela.

Povezivanje vanjskog lima i aluminijske pjene može biti izvedeno lijepljenjem ili zavarivanjem prije ili u postupku upjenjavanja [5]. Ako se želi postići čvrsta veza na gotov prekursor se prije upjenjavanja toplim valjanjem difuzijski navaruju vanjski limovi određene aluminijeve legure čime se postiže i metalna veza u spoju. Za vanjski lim najčešće se odabiru aluminijeve legure iz serija 3000, 5000 ili 6000 prije svega jer im je talište iznad tališta aluminijske pjene. Različitim kombinacijama debljina vanjskog lima i unutarnje jezgre dobivaju se izvedbe s različitim ukupnim mehaničkim svojstvima panela. Vanjski lim služi za prenošenje tlačnog i vlačnog opterećenja, dok unutarnja jezgra služi za prenošenje smičnog i tlačnog opterećenja. Korištenjem panela s jezgrom od aluminijske pjene može se postići vatrootpornost, toplinska izolacija, zvučna izolacija ili upijanje vibracija. Osnovna namjena ovakvih panela je zamjena limova od homogenog materijala u konstrukcijama kako bi se ili uz istu masu dobila veća krutost (otpornost na savijanje, uvijanje ili izvijanje) ili uz istu potrebnu krutost smanjila ukupna masa konstrukcije. Aluminijski sendvič panel debljine 12 mm s aluminijskom pjenom kao jezgrom debljine 10 mm ima istu savojnu čvrstoću kao homogeni aluminijski lim debljine 8 mm, a približno 2 puta manju masu.

Spajanje vanjskih limova aluminijskih sendvič panela moguće je izvesti pomoću više različitih tehnologija zavarivanja (lasersko zavarivanje, MIG, TIG) ali posebnu pozornost treba posvetiti unosu topline kako bi se očuvala struktura aluminijske pjene u jezgri.

Prekomjernim unosom topline tale se stijenke ćelija u strukturi aluminijske pjene što značajno umanjuje njena pogodna svojstva u širem području oko područja zavarenog spoja. Problem unosa topline pri zavarivanju moguće je riješiti primjenom postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom. U ovom postupku reakcije spajanja materijala u krutom stanju nastaju pomoću povećanog pritiska i difuzije među materijalima, radi trenutnog postojanja prijelazne tekuće ili viskozne faze omekšanog materijala u dodirnom području, koja kasnije očvršćuje. Mehanička svojstva nastalog zavarenog spoja ovise o različitim utjecajnim čimbenicima koji se međusobno isprepleću kroz teoriju rezanja, termodinamiku, nauku o čvrstoći materijala, plastično oblikovanje materijala i zavarivanje. Industrijska primjena zavarivanja trenjem rotirajućim alatom usmjerena je na spajanje aluminijskih ekstruzija i limova u panele ili profile koji se koriste u brodogradnji, zrakoplovnoj industriji, proizvodnji željezničkih vagona i automobilskoj industriji.

Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom rezultira značajnim promjenama u mikrostrukturi osnovnog materijala unutar i oko područja miješanja materijala. Rezultat spajanja je homogena sitnozrnata mikrostruktura s iznimno malo pogrešaka. Parametri zavarivanja (brzina zavarivanja, brzina rotacije alata, kut nagiba alata i sila pritiska alata na materijal) oblik i dimenzije alata za zavarivanje, oblik spoja, vrsta materijala u spoju i još mnogi drugi utjecajni čimbenici definiraju ovaj kompleksan postupak zavarivanja. Dimenzije i oblik alata određuju dovođenje topline, tok omekšanog materijala, dubinu penetracije, mikrostrukturu i mehanička svojstva nastalog zavarenog spoja. Premda izgled alata direktno utječe na svojstva zavarenog spoja razvoj alata do sada je bio empirijske prirode, temeljen na pokušajima i pogreškama, te još uvijek ne postoji klasifikacija alata prema osnovnom materijalu i obliku spoja. Također ne postoje standardni alati koji se mogu nabaviti na tržištu iako se ovaj postupak intenzivno primjenjuje već mnogo godina.

Utjecaj brzine zavarivanja, kuta nagiba alata i promjera čela alata pri zavarivanju homogenih aluminijskih limova ovim postupkom dobro je poznat jer su do sada provedena mnoga istraživanja o navedenom. Međutim, utjecaj navedenih parametara pri zavarivanju vanjskih limova na aluminijskim sendvič panelima s jezgrom od aluminijske pjene do danas nije definiran. Specifično provođenje topline kroz jezgru od aluminijske pjene te ograničavanje pritisne sile značajno udaljuju karakteristike ovog postupka od onih pri zavarivanju homogenih materijala. Pritisna sila pri zavarivanju aluminijskih sendvič panela trebala bi biti dostatna za zavarivanje, ali manja od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela kako se prekomjernim pritiskom alata paneli nebi deformirali u području zavarivanja.

Zbog prethodno navedenih razloga, u ovom doktorskom radu istraživanje će biti usmjereno na oblik i dimenzije alata za zavarivanje, njegov položaj i gibanje pri zavarivanju. Obostranim zavarivanjem spajat će se aluminijski sendvič paneli u sučeljenom spoju s umetkom od homogenog ekstrudiranog aluminijskog profila. Umetak homogenog materijala u spoju vanjskih limova omogućiti će manji pritisak alata na panel i također povećanje potrebnog volumena materijala za miješanje i oblikovanje spoja. Umetci homogenog materijala u spojevima aluminijskih sendvič panela mogu poslužiti kao dodatna ojačanja u stvarnim konstrukcijama. Iteracijskim pristupom oblikovat će se alat za zavarivanje te će se zavarivanje provesti istim oblikom trna alata, a različitim promjerima čela alata. Budući da su aluminijski sendvič paneli u primjeni najčešće opterećeni vlačno ili na savijanje u više točaka ispitivanje mehaničkih svojstava dobivenih spojeva obuhvatiti će statičko vlačno ispitivanje i trotočkasto savojno ispitivanje. Makroanalizom uzoraka utvrdit će se utjecaj parametara postupka na nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju. Prema dobivenim rezultatima utvrdit će se utjecaj svakog parametra pojedinačno, ali i zajednički utjecaj parametara. Na osnovu provedenih eksperimenata i izrađenih matematičkih modela odredit će se odgovarajući parametri zavarivanja za postizanje potrebne kvalitete zavarenog spoja upotrebom alata određene geometrije.

1.2. Hipoteza rada

Cilj ovog doktorskog rada je doprinijeti razumjevanju djelovanja parametara postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom na mehanička svojstva nastalog spoja i pojavu nepravilnosti pri spajanju aluminijskih sendvič panela s jezgrom od aluminijske pjene.

Hipoteze rada polaze od činjenice da pri zavarivanju trenjem homogenog aluminijskog lima rotirajućim alatom brzina zavarivanja, kut nagiba alata i promjer čela alata značajno utječu na mehanička svojstva dobivenog zavarenog spoja.

Hipoteze rada su:

1. Odabranim alatom pri sili pritiska alata manjoj od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela određenim parametrima zavarivanja moguće je dobiti spoj zadovoljavajućih mehaničkih svojstava.
2. Pri tlačnoj sili manjoj od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela brzina zavarivanja, kut nagiba alata i promjer čela alata značajno utječu na mehanička svojstva nastalog zavarenog spoja i na nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju.
3. Primjenom faktorskih planova pokusa te analizom rezultata provedenih ispitivanja moguće je izraditi matematičke modele za opisivanje utjecaja parametara zavarivanja na mehanička

svojstva spoja, odnosno matematičke modele kojima će se moći, ovisno o ulaznim tehnološkim parametrima, predvidjeti mehanička svojstva spoja.

1.3. Sustav i organizacija istraživanja

U svrhu dokazivanja postavljenih hipoteza potrebno je provesti sustavno istraživanje u laboratorijskim uvjetima pri čemu će se izraditi i ispitati uzorci prema pripremljenom planu istraživanja. Ispitivanje bi trebalo rezultirati podacima o potrebnim parametrima zavarivanja i obliku alata za dobivanje zavarenog spoja najveće vlačne čvrstoće i čvrstoće pri najvećoj sili savijanja uz izbjegavanje nastanka nepravilnosti. Navedeni podaci biti će ulazni podaci za statističku obradu i analizu te donošenje zaključaka.

Kako u postupku zavarivanja trenjem rotirajućim alatom postoji mnogo parametara procesa i nije ih moguće sve obuhvatiti u ovakvom obliku istraživanja fokus će se usmjeriti na alat. Promjenjivi parametri biti će promjer čela alata, brzina zavarivanja i kut nagiba alata u odnosu na osnovni materijal. Navedeni parametri biti će promjenjivi na tri razine. Kao izolirani parametri određeni su: brzina rotacije alata, materijal od kojeg je alat izrađen, oblik i dimenzije trna alata, oblik spoja, materijali u spoju, način stezanja materijala pri zavarivanju i uređaj za zavarivanje. S obzirom na dostupnu opremu sila pritiska alata na materijal nije regulirani parametar već će se ona samo mjeriti, kako bi se iz eksperimenta izdvojili zavari dobiveni prekomjernim pritiskom alata. Cijelokupni mjerni sustav omogućiti će istodobno mjerenje sila kojima alat djeluje na osnovni materijal u vremenu na tri kanala i trajan digitalni zapis na računalu. Dozvoljen pritisak alata odredit će se prethodnim statičkim tlačnim ispitivanjem aluminijskih sendvič panela.

U glavnom dijelu eksperimenta ukupno će se izvesti 64 zavara čime će se dobiti 32 spoja aluminijskih sendvič panela jer će se u svakom spoju zavarivanje izvoditi obostrano. Svaki od spojeva predstavlja jedno stanje pokusa te će se iz svakog spoja izraditi uzorci za daljnju analizu. Primjenom faktorskog plana pokusa pomoću rezultata izmjerenih mehaničkih svojstava izradit će se matematički modeli pomoću kojih će se moći odrediti potrebni parametri koji se nalaze unutar raspona promjenjivih parametara za dobivanje željenih svojstava zavarenog spoja aluminijskih sendvič panela.

Pri planiranju istraživanja u ovom doktorskom radu oblikovan je koncept u kojem je zatvoren ciklus od pripreme materijala za zavarivanje, zavarivanja trenjem rotirajućim alatom, izrade uzoraka za daljnja ispitivanja, ispitivanja svojstava zavarenih spojeva te analize rezultata.

Eksperimentalni dio doktorskog rada oblikovan je u 6 glavnih dijelova:

Dio 1.: Obzirom da se za ispitivanje koriste aluminijski sendvič paneli kupljeni od proizvođača bez decidiranih popratnih informacija o svojstvima potrebno je provesti statičko tlačno ispitivanje, statičko vlačno ispitivanje i trotočkasto savojno ispitivanje uzoraka. Također je potrebno odrediti kemijski sastav vanjskih limova na panelima. Kako bi se zadovoljile preporuke i norme za izradu ispitnih uzoraka mjerenjem je potrebno odrediti dimenzije i prosječnu masu aluminijskih sendvič panela

Dio 2.: Iteracijskim pristupom definirati će se dimenzije i oblik alata koji će se koristiti u glavnom dijelu istraživanja. Izrađenim alatom izvest će se zavarivanje te iz zavara izraditi makroizbrusak na kojem će se makroanalizom utvrditi pojavljivanje nepravilnosti. Prema utvrđenim nepravilnostima promijenit će se oblik alata te će se novi alat koristiti za zavarivanje bez promjene ostalih parametara. Konačan oblik i dimenzije alata biti će definirani kada u izvedenom zavaru makroanalizom ne budu uočene nepravilnosti.

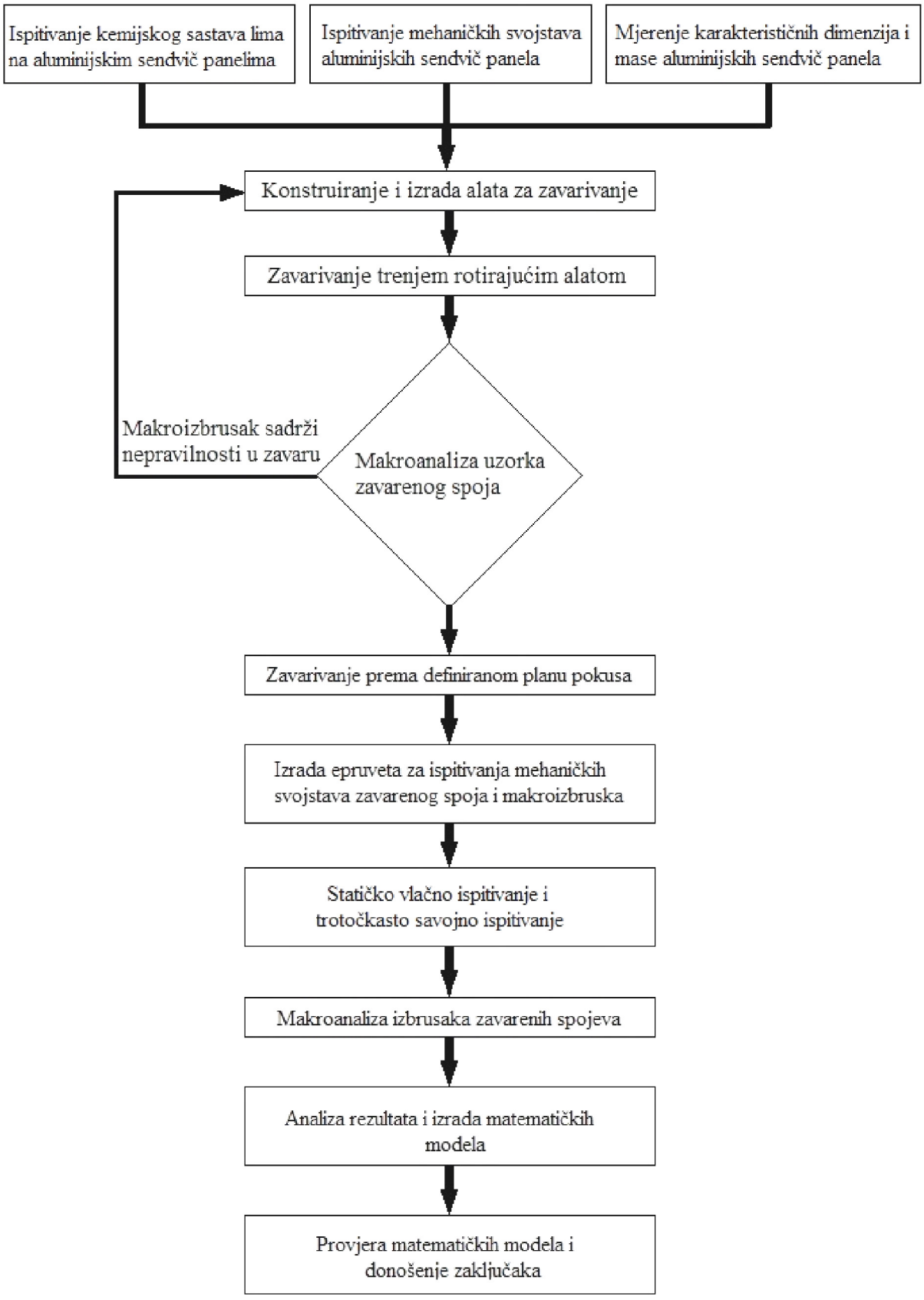
Dio 3.: Zavarivanje aluminijskih sendvič panela provest će se prema planu istraživanja uz kontrolu promjenjivih i nepromjenjivih parametara te uz mjerenje pritisne sile pomoću mjernog sustava implementiranog u sustav za zavarivanje. Ako se izvedu zavareni spojevi pri kojima je pritisna sila prekomjerna takvi spojevi će se isključiti iz eksperimenta. Zavarivanje će se ponoviti bez promjene parametara sve dok se ne postigne zadovoljavajuća vrijednost pritisne sile pri zavarivanju.

Dio 4.: Izradit će se uzorci za statičko vlačno ispitivanje, trotočkasto savojno ispitivanje i analizu makrostrukture iz svakog spoja aluminjskih sendvič panela.

Dio 5.: Ispitivanje mehaničkih svojstava spojeva aluminijskh sendvič panela obuhvatiti će statičko vlačno ispitivanje i trotočkasto savojno ispitivanje prema normi ASTM C 393-00. Oba ispitivanja izvodit će se na univerzalnoj kidalici, a izlazne mjerene vrijednosti biti će osnovni podatci za statističku analizu.

Dio 6.: Analiza makrostrukture provest će se pomoću stereomikroskopa kako bi se utvrdilo eventualno postojanje nepravilnosti u zavarenim spojevima. Uočene nepravilnosti klasificirati će se prema normi HRN EN ISO 6520-2:2013 te će se njihovo pojavljivanje povezati s parametrima zavarivanja.

Statističkom analizom podataka dobivenih u ispitivanjima izradit će se matematički modeli za opisivanje utjecaja parametara zavarivanja na mjerene vrijednosti. Istraživanje završava donošenjem zaključaka o promatranim utjecajima te prijedlozima za nastavak istraživanjanja na ovom području. Slika 1.1 prikazuje planirani tijek istraživanja.



Slika 1.1 Planirani tijek istraživanja

2. METALNE PJENE I ALUMINIJSKI SENDVIČ PANELI

2.1. Metalne pjene

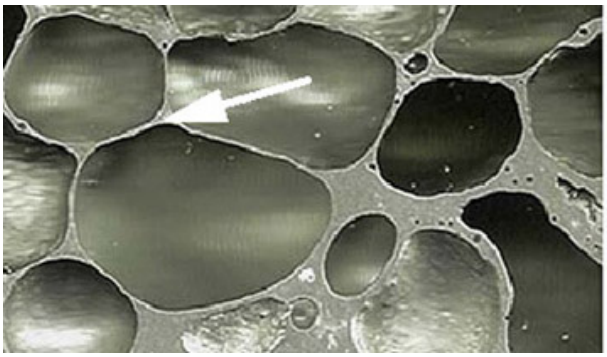
Metalne pjene (engl. *Metal Foams*, njem. *Metallschäume*) vrsta su strukture kojom se oponašaju prirodni šupljikavi, ćelijasti i porozni materijali kao što su npr. drvo, spužva, kamen, kost i koralji, čija su svojstva optimalno prilagođena uvjetima okoline. Struktura metalnih pjena porozna je u rasponu od 40 % do 90 % [1].

Oblik građe, veličina ćelija i kemijski sastav najvažniji su čimbenici koji određuju svojstva i mogućnost primjene metalnih pjena. Svojstva se uglavnom reguliraju promjenom parametara procesa proizvodnje čime se primarno utječe na građu metalnih pjena [2]. Pogodna svojstva metalnih pjena su: iznimno mala gustoća, velika specifična krutost, vrlo dobra mogućnost apsorpcije energije udara i elektromagnetskih valova, izolacija topline, vrlo dobro upijanje zvuka, vatrootpornost i recikličnost [2 - 9]. Upotreba metalnih pjena u izradi proizvoda često polazi od dva ili više pogodnih svojstava radi kojih se metalna pjena koristi [6]. Ako se pri odabiru materijala postavlja više različitih zahtjeva koje on mora zadovoljiti metalne pjene su često prihvatljivo rješenje.

Problemi u proizvodnji i primjeni metalnih pjena proizlaze iz nepotpunog ovladavanja parametrima procesa proizvodnje što rezultira dobivanjem neujednačenih krajnjih svojstava proizvoda, nepredvidive strukture i varijacija u vrijednostima [1]. Usporedno s usavršavanjem postupaka proizvodnje razvijaju se i postupci spajanja dijelova od metalnih pjena.

2.1.1. Građa metalnih pjena

Pjenu možemo definirati kao mješavinu plina i tekućine s izrazito većim volumnim udjelom plina. Metalna pjena je neuređen sustav i svaki njezin dio rezultat je proizvodnog procesa, ali unutarnje lokalno uređenje nije proizvoljno već je ono rezultat površinske napetosti tekućina. Prema zakonima koje je postavio fizičar Joseph Platenau samo tri od opni koje razdvajaju mjehuriće plina unutar pjene mogu se dodirivati u liniji (Plateauova linija označena je na slici 2.1) i samo četiri od tih opni mogu se dodirivati u točci [3]. Navedeni zakoni vrijede samo za stabilne pjene u kojima izrazito prevladava udio plina u ukupnoj mješavini plina i tekućine [3]. Ako mjehurići plina teže izlazu iz rastaljenog metala struktura je nestabilna. Metalne pjene većinom se sastoje od mreže tankih skrutnutih Plateauovih linija koje se spajaju u točkama i čine tetraedarsku simetričnu strukturu. Struktura opisana Plateauovim zakonima uobičajena je u svim tekućim pjenama i čvrstim pjenama koje nastaju skrućivanjem navedenih tekućih pjena [3].



Slika 2.1. Presjek metalne pjene sa zatvorenim ćelijama (označena je Plateauova granica) [4.]

Metalne pjene proizvode se u nekoliko oblika:

1. ĆELIJASTI METALI. Unutar metalne mase nalaze se disperzirane, plinom ispunjene šupljine. Metalna faza dijeli prostor na zatvorene ćelije koje sadrže plinovitu fazu.
2. POROZNI METALI. Posebni oblik ćelijastih metala koji se sastoji od određenog tipa šupljina. Poroznost metalnih pjena kreće se od 50% do 90%. Pore su okrugle i odvojene su jedna od druge.
3. ČVRSTE METALNE PJENE. Radi se o posebnom obliku ćelijastih metala koji nastaju od tekućih metalnih pjena i imaju ograničenu morfologiju. Ćelije su okrugle, zatvorene ili poliedarskog oblika i odvojene su jedne od drugih tankom stjenkom.
4. METALNE SPUŽVE. Morfologija s međusobno povezanim šupljinama [1].

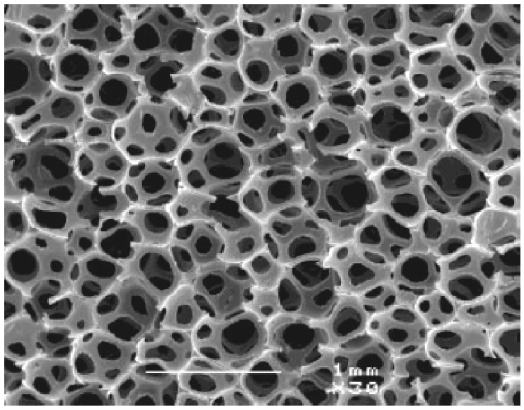
Ovisno o otvorenosti ili zatvorenosti ćelija različita su svojstva poput apsorpcije energije udara, toplinskih i izolacijskih svojstava. Pored vrsta ćelija, metalne pjene karakterizirane su veličinom, oblikom i stupnjem anizotropije ćelija, vrstom materijala od kojeg su građene ćelije te relativnom gustoćom ρ_{rel} koja predstavlja omjer gustoće pjene ρ i gustoće materijala od kojeg je pjena napravljena ρ_{s} [7]*:*

$$\rho_{\text{rel}} = \frac{\rho}{\rho_{\text{s}}} \qquad (2.1).$$

Relativna gustoća i poroznost p su u korelaciji prema [7]:

$$\rho_{\text{rel}} = 1 - p \qquad (2.2).$$

Kada se proučava građa metalnih pjena, često se uočavaju i neke nepravilnosti kao što su npr. nepravilne i naborane granice ćelija te prekinute stijenke ćelija. Slika 2.2 prikazuje metalnu pjenu s otvorenim ćelijama [7].



Slika 2.2. Metalna pjena s otvorenim ćelijama [7]

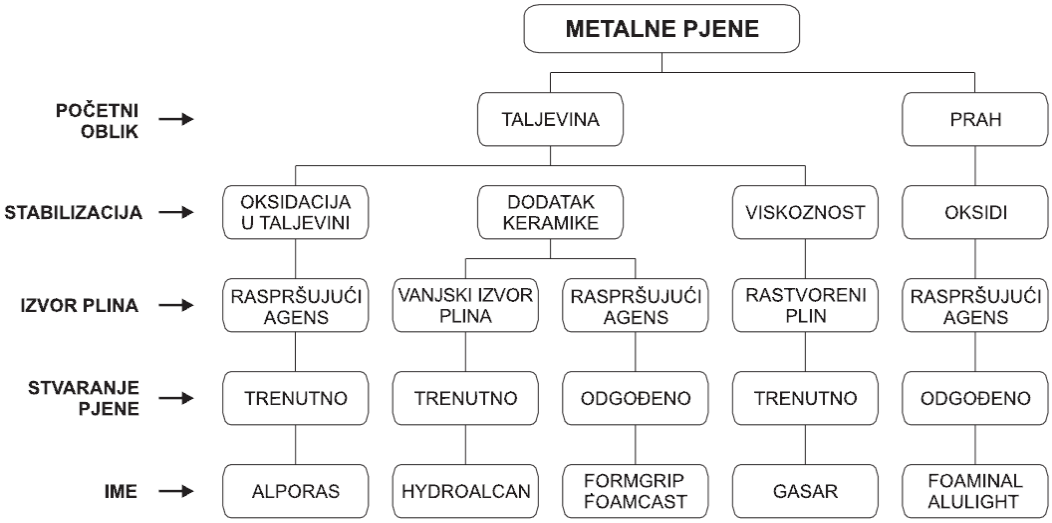
2.1.2. Postupci proizvodnje metalnih pjena

Metalne pjene proizvode se taljenjem metalnog praha i skrućivanjem taline uz prethodno upjenjavanje – stvaranje šupljina unutar rastaljenog metala. Izvor plina, nužan preduvjet za upjenjavanje, može biti vanjski ili se u taljevinu dodaje raspršujući agens koji pospješuje upjenjavanje. Iako se proizvodnja i upotreba metalnih pjena istražuje već dugi niz godina, trenutno su komercijalno dostupne jedino pjene na bazi aluminija (Al) i nikla (Ni). Po posebnoj narudžbi proizvode se i pjene na bazi magnezija (Mg), olova (Pb), cinka (Zn), bakra (Cu), bronce, titana (Ti), čelika pa čak i zlata (Au) [2 - 14].

Slika 2.3 prikazuje „obiteljsko stablo“, odnosno načine proizvodnje metalnih pjena [1]. Do danas je razvijeno devet postupaka proizvodnje metalnih pjena od kojih je samo pet u komercijalnoj upotrebi. Pored nabrojanih postupaka u uglatoj zagradi navedeni su metali od kojih se određenim postupkom mogu proizvesti pjene [1, 4 - 14]:

- ubrizgavanje plina u taljevinu legura Al-SiC i Al-Al_2O_3 [Al, Mg];
- u aluminijsku taljevinu dodaje se agens (TiH_2) koji se raspada i tvori mjehuriće pri određenom tlaku i temperaturi [Al];
- rastvaranje plina iz čestica u polučvrstoj fazi metala nastaje zagrijavanjem mješavine metalnog praha i agensa (TiH_2) čime se stvara pjena [Al, Zn, Fe, Pb, Au];
- ubrizgavanje pod tlakom metalne taljevine u kalup od polimerne pjene ili voska koji je premazan keramičkim prahom [Al, Mg, Ni-Cr, Cu, nehrđajući čelik];
- kemijsko taloženje metala iz parne faze na kalup od polimerne pjene koji se kasnije uklanja izgaranjem [Ni, Ti];

- vrućim izostatičkim prešanjem praha (engl. *Hot Isostatic Pressing - HIP*) inertni plin pod visokim tlakom ostaje zarobljen u porama. Povišenjem temperature dolazi do ekspanzije plina [Ti];
- stvaranje kuglastih šupljina koje nastaju procesom atomizacije ili taloženjem iz parne faze na polimerne kugle [Ni, Co, Ni-Cr legure];
- spajanje dvaju materijala u obliku praha od kojih je jedan topljiv; [Al+sol u obliku praha];
- otapanje plina (obično H_2) u taljevini pod visokim tlakom. Porozni materijal nastaje eutektičkom reakcijom plina i metala [Cu, Ni, Al].



Slika 2.3. „Obiteljsko stablo“ metalnih pjena [1]

2.1.2.1. Rastvaranje plina iz čestica u polučvrstoj fazi metala

U proizvodnji aluminijskih pjena rastvaranjem plina iz čestica u polučvrstoj fazi metala na početku proizvodnog procesa miješaju se prah čistog metala ili legure i dodatak (agens) TiH_2 koji pospješuje upjenjavanje. Nastala mješavina kompaktira se u poluproizvod u obliku žice ili šipke. Kompaktiranje u metalnu matricu može biti izostatičko tlačenje, valjanje praha ili ekstrudiranje [5]. Takav poluproizvod mora biti vrlo pažljivo napravljen zato što početna poroznost ili neravnomjerna raspoređenost legure u prahu pomiješane s TiH_2 uzrokuju loše rezultate u kasnijm fazama procesa izrade. Poluproizvod se stavlja u kalup gdje se zagrijava na temperaturu nešto višu od solidus temperature legure. Upjenjavanje se događa u polučvrstom stanju zato što se TiH_2 rastvara na 465 °C što je mnogo niže od tališta aluminija (660 °C) [5]. Upjenjavanje se djelomično postiže već u polučvrstom stanju metala s dodatnim

povećavanjem rasta ćelija dok metal prelazi u tekuću fazu. Dodatak (agens) se rastvara na Ti i H_2 koji uzrokuje širenje i stvaranje visoko poroznog materijala. Trajanje procesa ovisi o veličini poluproizvoda, temperaturi i obliku i kreće se od nekoliko sekundi do nekoliko minuta. Proizvod poprima oblik kalupa i ima najmanju relativnu gustoću od 0,08 [5]. Ćelije su zatvorenog tipa promjera od 1 mm do 5 mm [5]. Hlađenjem se pjena stabilizira, a na površini uz stijenku kalupa stvara se neporozna kora. Komercijalni naziv za ovako proizvedene aluminijske pjene je „Foaminal - Alulight".

Poluproizvod dobiven u ovom postupku proizvodnje aluminijskih pjena koristi se i u proizvodnji aluminijskih sendvič panela.

2.1.3. Svojstva aluminijskih pjena

Kod ispitivanja aluminijskih pjena dobiveni rezultati često variraju pri ponavljanju istog mjerenja i za nekoliko desetaka postotaka premda se uzorci izrađuju potpuno identično iz iste šarže materijala. Veliko rasipanje izmjerenih vrijednosti rezultat je „skrivenih" parametara kao što su nejednaka raspodjela mase, nejednaka raspodjela pora, različita veličina pora ili općenito heterogenost uzorka. Heterogenost je mnogo veća nego što je to slučaj kod konvencionalnih materijala. Da bi rezultati bili što vjerodostojniji, ispitivanja se provode po strožim režimima [1]. Radi pouzdane primjene nužno je što točnije odrediti mehanička svojstva aluminijskih pjena. Veliku ulogu igra i stupanj nepravilnosti i nehomogenosti građe pjene. Ćelije su često nepravilnog oblika, različitih veličina, zidovi ćelija često su izlomljeni što znatno umanjuje mehanička svojstva, poroznost varira po nekoliko desetaka postotaka itd. Izbor i dobra priprema uzoraka bitni su za utvrđivanje reprezentativnih podataka.

2.1.3.1. Mehanička svojstva aluminijskih pjena

Metalne pjene imaju vrlo kratko elastično područje, pri naprezanju, pri kojemu se može primijeniti Hookeov zakon [5]. U tablici 2.1 prikazani su rasponi mehaničkih svojstava komercijalno dostupnih aluminijskih pjena. Iz podataka je jasno vidljivo da aluminijske pjene sa zatvorenim ćelijama imaju i nekoliko puta veće vrijednosti tlačne i vlačne čvrstoće od pjena s otvorenim ćelijama.

2.1.3.2. Vlačna čvrstoća

Pri vlačnom opterećenju aluminijskih pjena linearno područje je kratko te se prijelaz u plastično područje događa već pri nižim naprezanjima [1, 14 - 19]. Rezultat je nehomogena raspodjela deformacija koja uzrokuje vrlo veliku deformaciju na određenim površinama

uzorka. Pri plastičnoj deformaciji pojavljuje se preraspodjela deformiranih područja, istezanjem se smanjuju pore okomito na smjer naprezanja čime se povećava udio metala u površini poprečnog presjeka napregnute epruvete. Na taj način metalna pjena uz veće istezanje na specifičan način očvršćuje sve do pucanja epruvete [6]. Početna napuklina nekih ćelija počinje blizu maksimalnog naprezanja. Daljnje istezanje dovodi do stvaranja područja loma. Modul elastičnosti smanjuje se s povećanjem istezanja. Maksimalno naprezanje postiže se već pri malom istezanju od 1 do 4 % [5].

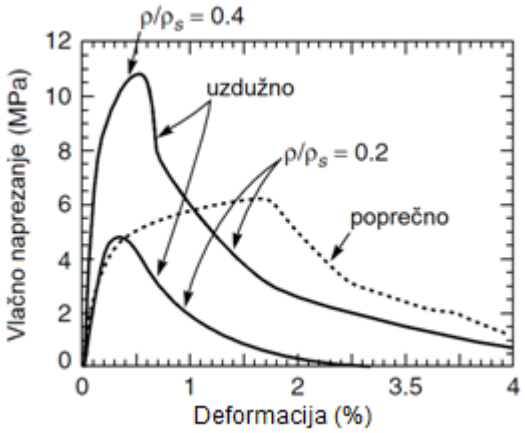
Tablica 2.1. Vrijednosti mehaničkih svojstava komercijalno dostupnih aluminijskih pjena [1]

SVOJSTVO,SIMBOL, JEDINICA	MATERIJAL			
	CYMAT Al-SiC	ALULIGHT Al	ALPORAS Al	ERG Al
Relativna gustoća, ρ/ρ_S	0,02 - 0,2	0,1 - 0,35	0,08 - 0,1	0,05 - 0,1
Građa	Zatvorene ćelije			Otvorene ćelije
Gustoća, ρ, kg/m^3	70 - 560	300 - 1000	200 - 250	160 - 250
Modul elastičnosti, E, GPa	0,02 - 2,0	1,7 - 12	0,4 - 1,0	0,06 - 0,3
Modul smičnosti, G, GPa	0,001 - 1,0	0,6 - 5,2	0,3 - 0,35	0,02 - 0,1
Modul savitljivosti, E_f, GPa	0,03 - 3,3	1,7 - 12	0,9 - 1,2	0,06 - 0,3
Poissonov faktor, v	0,31 - 0,34	0,31 - 0,34	0,31 - 0,34	0,31 - 0,34
Tlačna čvrstoća, R_{mt}, MPa	0,04 - 7,0	1,9 - 14	1,3 - 1,7	0,9 - 3,0
Granica razvlačenja, R_e, MPa	0,04 - 7,0	2,0 - 20	1,6 - 1,8	0,9 - 2,7
Vlačna čvrstoća, R_m, MPa	0,05 - 8,5	2,2 - 30	1,6 - 1,9	1,9 - 3,5
Deformacija pri zgušnjavanju, ε_D	0,6 - 0,9	0,4 - 0,8	0,7 - 0,82	0,8 - 0,9
Vlačna duktilnost, ε_f	0,01 - 0,02	0,002 - 0,04	0,01 - 0,06	0,1 - 0,2
Faktor gubitka, η^C, %	0,4 - 1,2	0,3 - 0,5	0,9 - 1,0	0,3 - 0,5
Lomna žilavost, K_{IC}, MPa·m$^{1/2}$	0,03 - 0,5	0,3 - 1,6	0,1 - 0,9	0,1 - 0,28

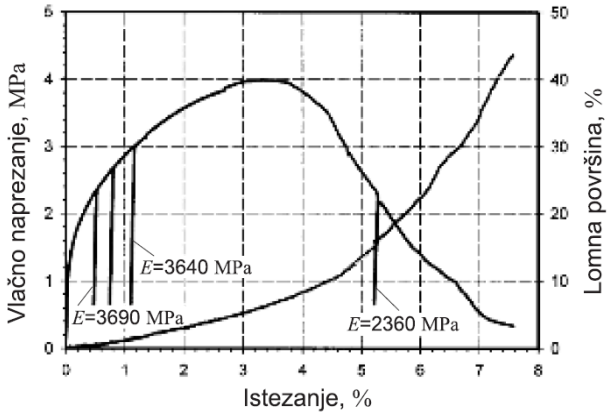
Ispitivanja vlačne čvrstoće metalnih pjena mogu se provoditi na cilindričnim uzorcima ili na uzorcima u obliku kosti [1]. Odvajanje i obrada uzoraka može biti provedeno prema normi ASTM E8-96a kako bi se izbjegli lomovi u području vrata uzorka ili na krajevima koji se uglavljuju u uređaj za ispitivanje. Kao glavne dimenzije uzoraka uzimaju se promjer kod cilindričnog i debljina kod uzorka u obliku kosti [1, 5].

U različitim istraživanjima [13 - 20] vršena su ispitivanja na epruvetama raznih dimenzija, ovisno o dostupnom materijalu. Slika 2.4 prikazuje dijagram vlačno naprezanje – deformacija

Alulight aluminijske pjene za uzdužno i poprečno izuzete uzorke. Nagib krivulje naprezanje – istezanje, prije dostizanja maksimalnog naprezanja, u plastičnom području bitno je manji od nagiba krivulje u elastičnom području [5]. Slika 2.5 prikazuje dijagrame ovisnosti istezanja o vlačnom naprezanju i ovisnosti veličine lomne površine o istezanju za Alporas aluminijsku pjenu prosječne gustoće 0,4 g/cm^3 [16]. Ispitivane su epruvete s dimenzijama tijela 25 × 25 mm, duljine 120 mm. Modul elastičnosti prema ovom dijagramu smanjuje se s povećanjem istezanja; tako on pri istezanju od 0,5 % iznosi 3690 MPa, a pri istezanju od 5,2 % je 2360 MPa [16]. U navedenom ispitivanju iz podataka uzdužnog i poprečnog istezanja presjeka epruvete Alporas aluminijske pjene izračunat je Poissonov faktor *v* koji iznosi 0.35 [16].



Slika 2.4. Dijagram naprezanje – deformacija Alulight aluminijske pjene za uzdužno i poprečno izuzete uzorke [5]

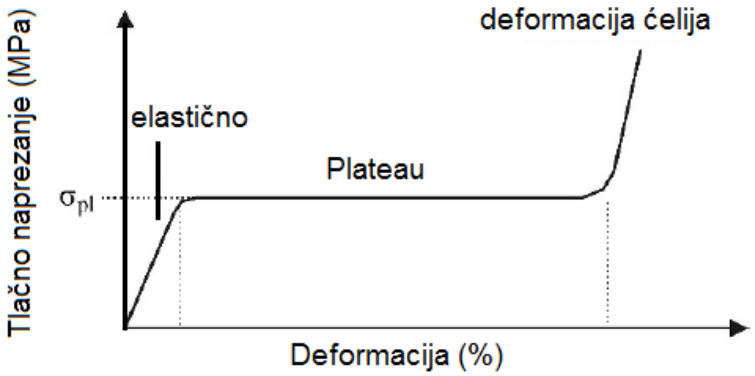


Slika 2.5. Dijagram naprezanje – istezanje; istezanje – lomna površina za Alporas aluminijske pjene [16]

2.1.3.3. Tlačna čvrstoća

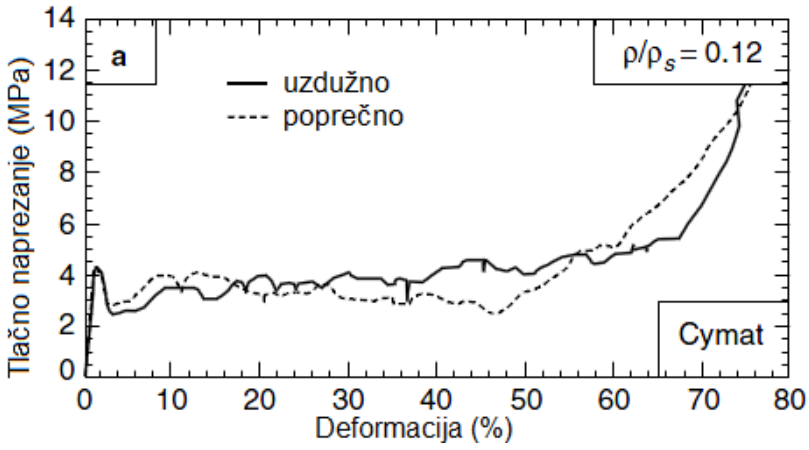
Pri narinutom tlačnom opterećenju aluminijske pjene ponašaju se bitno drugačije od homogenih metala pa im je i izgled krivulje tlačno opterećenje – deformacija specifičan. Pri početnom tlačnom opterećenju pojavljuje se elastična deformacija koja ovisi o elastičnosti metala od kojeg je metalna pjena izrađena. Nakon kratkog elastičnog područja deformacije slijedi Plateauova deformacija pri kojoj se stijenke ćelija jedna za drugom deformiraju uz približno nepromijenjeno tlačno opterećenje. Ovakvu deformaciju imaju sve metalne pjene s relativnom gustoćom $\rho_{rel} < 0{,}2$ [6]. Plateauova deformacija traje sve dok postoji i zadnja stijenka ćelije nedeformiranog početnog oblika [7]. Nakon toga slijedi nagli porast tlačnog naprezanja pri kojemu se potpuno sabijaju deformirane ćelije. Velika količina energije apsorbira se u metalnoj pjeni uz malu deformaciju. Toplinski očvrstive aluminijeve legure

mogu se koristiti kao osnova u proizvodnji aluminijskih pjena. Ako se radi o legurama iz serije 6xxx nakon toplinske obrade može se postići i do tri puta veća tlačna čvrstoća aluminijske pjene [14]. Slika 2.6 prikazuje shematski dijagram tlačno naprezanje - deformacija za idealnu metalnu pjenu.

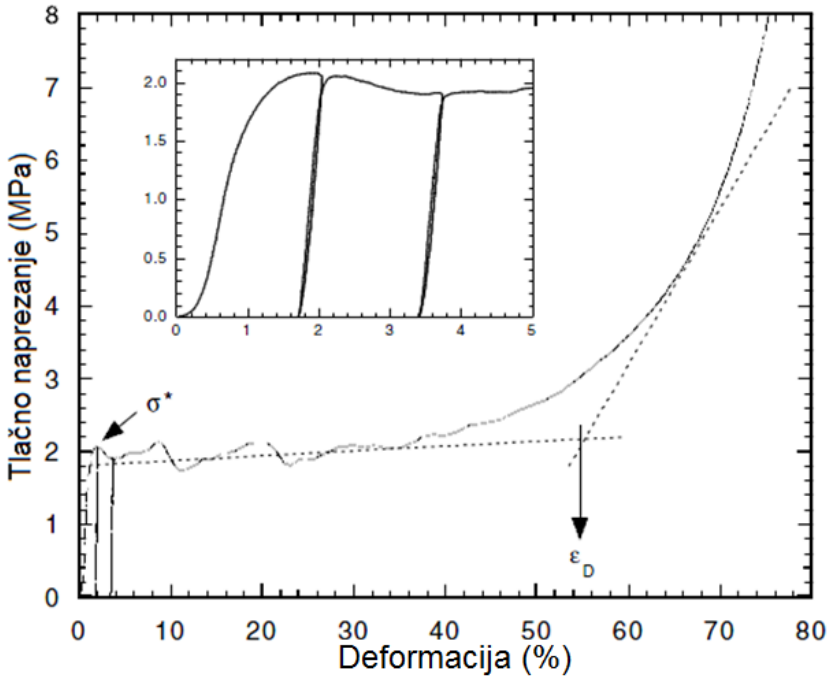


Slika 2.6. Shematski dijagram tlačno naprezanje - deformacija za idealnu metalnu pjenu [7]

Pri izradi uzoraka važan je način na koji se rezanjem uzorak izuzima iz većeg komada aluminijske pjene. Preporuča se rezanje tračnom pilom, rezanje dijamantnom oštricom ili odvajanje elektroerozijskom obradom. Omjer visine i debljine uzorka mora biti veći od 1,5. Postupci obrade površine ne utječu previše na rezultate ispitivanja. Gustoća pojedinog uzorka određuje se vaganjem uzorka i mjerenjem njegovih dimenzija. Slika 2.7 predstavlja dijagram tlačno naprezanje – deformacija Cymat aluminijske pjene za uzdužno i poprečno izuzete uzorke. Slika 2.8 prikazuje krivulju tlačno naprezanje – deformacija za Alporas aluminijsku pjenu. Vidljiva su tri navedena područja različitog odziva na narinuto tlačno opterećenje. Početno stanje deformacije pri porastu naprezanja vidljivo je u povećanju unutar dijagrama. Epruvete za ovo ispitivanje izrađene su od Alporas aluminijske pjene gustoće 0,26 g/cm^3, prosječni promjer izmjerenih ćelija je 4,7 mm. Debljina uzorka bila je 50 mm, a dimenzije poprečnog presjeka 25 × 25 mm [17]. Iz oba prethodna dijagrama vidljivo je da pri minimalnom tlačnom opterećenju kratka elastična deformacija prelazi u plastično deformiranje stijenki određenih ćelija u metalnoj pjeni.

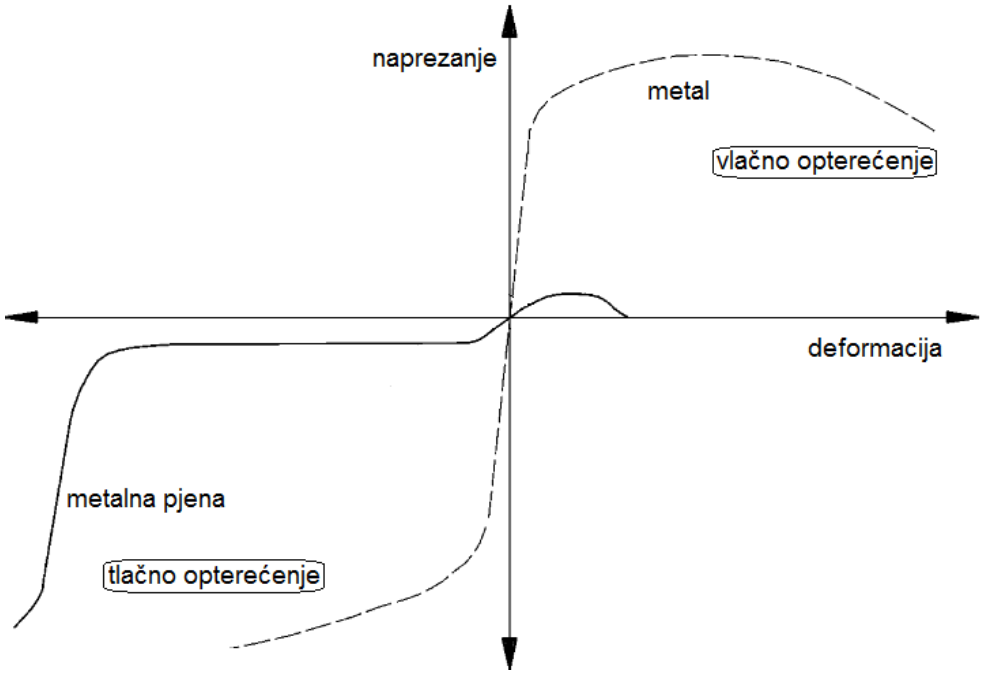


Slika 2.7. Dijagrami tlačno naprezanje - deformacija Cymat aluminijsku pjenu [5]



Slika 2.8. Dijagram tlačno naprezanje – deformacija za Alporas aluminijsku pjenu [17]

Modul elastičnosti pri vlačnom opterećenju je za oko 10 % veći od modula elastičnosti pri tlačnom opterećenju [5]. Anizotropija oblika ćelija dovodi do bitnih razlika (30 %) između modula elastičnosti u različitim smjerovima pri narinutom tlačnom opterećenju [5]. Slika 2.9 prikazuje shematski usporedni dijagram za tlačno i vlačno opterećenje metalne pjene i homogenog metala.



Slika 2.9. Shematski usporedni dijagram za tlačno i vlačno opterećenje metalne pjene i homogenog metala [6]

2.1.3.4. Apsorpcija energije udara

Mogućnost apsorpcije veće energije udara jedno je od najzanimljivijih uporabnih svojstava aluminijskih pjena. Aluminijske pjene mogu se koristiti kao elementi koji apsorbiraju veću energiju udara u transportnoj industriji, proizvodnji ambalaže, zaštitnih oklopa i sl. [1, 5, 6].

Gibson i Ashby pretpostavili su prema odnosu relativnih naprezanja tečenja i relativne gustoće, da do prekidanja stijenki ćelija dolazi kada moment izazvan tlačnim opterećenjem prekorači moment plastičnosti čvorova ćelija. Odnos između relativnog naprezanja tečenja i relativne gustoće iznosi:

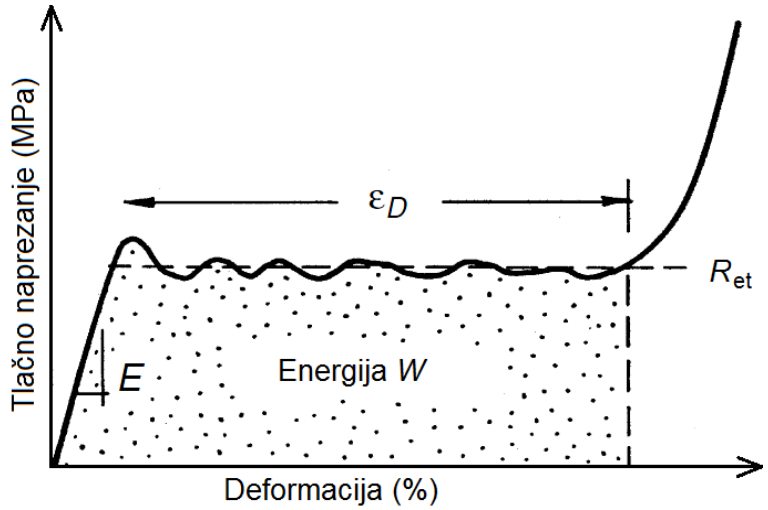
$$\frac{R_{\mathrm{ept}}}{R_{\mathrm{es}}} = \mathrm{C} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_{\mathrm{S}}}\right)^{3/2} \qquad (2.3)$$

gdje je R_{ept} – granica stlačivanja metalne pjene, R_{es} – granica razvlačenja materijala stijenki ćelija, ρ – gustoća pjene, ρ_s – gustoća materijala stijenki ćelija i C – konstanta [18]. Apsorpcija energije udara po jedinici volumena W [MJ/m^3] može se prikazati slijedećom relacijom:

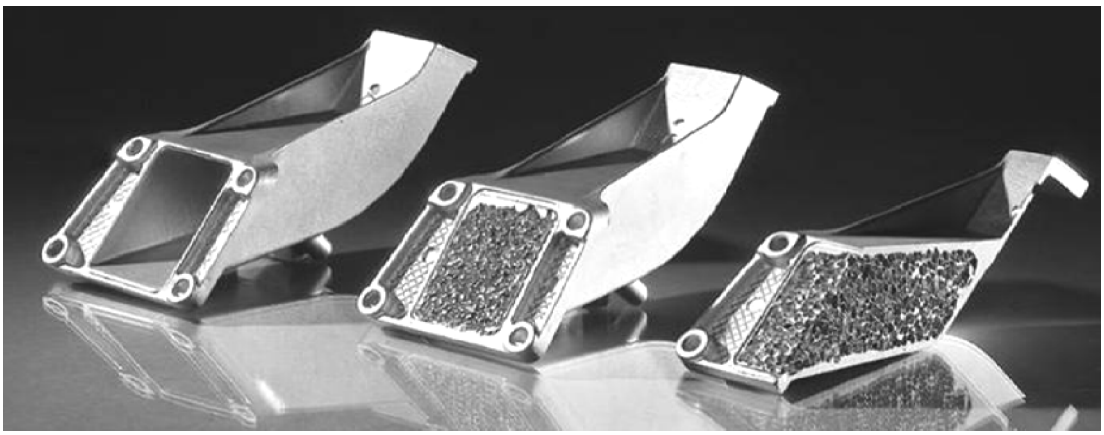
$$W = \int_0^{\varepsilon} \sigma\,(\varepsilon) d\varepsilon \qquad (2.4)$$

Ako sa ε_D definiramo kritičnu deformaciju pri zgušnjavanju onda je apsorbirana energija po jednici volumena W površina ispod krivulje sve do granice stlačivanja $R_{ept.}$ [5] (slika 2.10). Prosječne vrijednosti apsorpcije energije udara po jedinici volumena za Alporas pjenu pri

deformaciji od 55 % za statičko i dinamičko opterećenje iznose 1,0 MJ/m^3 i 1,51 MJ/m^3 [1]. Tvrtka LKR Ranshofen iz Austrije izradila je prototip nosača motora s umetkom od aluminijske pjene za tvrtku BMW (slika 2.11) [14]. Nosač motora sastoji se od aluminijskog odljevka u koji se umeće jezgra od aluminijske pjene. Nakon niza udarnih ispitivanja gustoća u aluminijskoj pjeni nehomogeno je raspoređena u aksijalnom smjeru zbog dinamičkih procesa pritiska [14].



Slika 2.10. Dijagram tlačno naprezanje – deformacija s prikazom apsorbirane energije W [5]

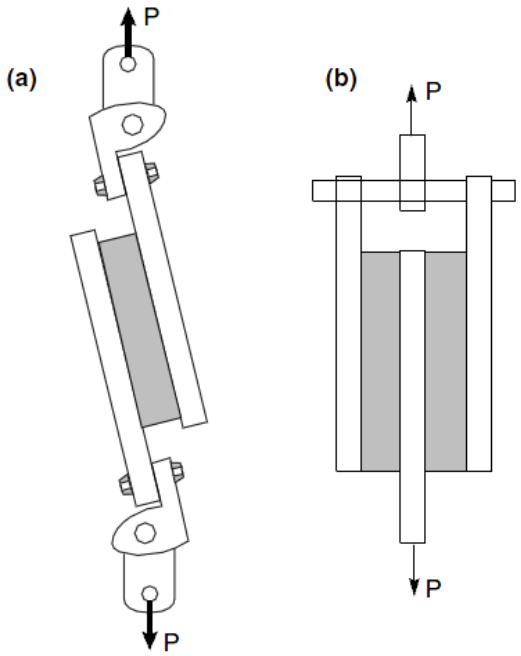


Slika 2.11. Prototip nosača motora ispunjen jezgrom od aluminijske pjene [14].
S lijeva na desno: prazan aluminijski odljevak;
sklop odljevka i jezgre od aluminijske pjene; presjek sklopa.

2.1.3.5. Smično naprezanje

Modul smičnosti *G* mjeri se ispitivanjem uvijanja cilindričnih epruveta sa suženjem tijela izrađenih prema normi ASTM E8-96a [5]. Promjer cilindrične epruvete na mjestu suženja tijela treba biti 7 puta veći od prosječne veličine ćelije kako bi se izbjegao utjecaj odnosa veličine epruvete i veličine ćelija [5]. Modul smičnosti izračunava se iz momenta potrebnog za određen kutni pomak u tijelu epruvete. Izračunati modul smičnosti može se provjeriti preko dijagrama smično naprezanje – deformacija. Smična čvrstoća zapravo je najveće smično naprezanje koje materijal može podnijeti prije loma.

Drugi način smičnog ispitivanja je ispitivanje pomoću plosnatog uzorka prema normi ASTM C-273. Na uzorak aluminijske pjene lijepe se dvije ploče te se potom uzorak vlačno opterećuje (slika 2.12). Omjer dužine i debljine uzorka treba biti veći od 12 [5]. Vlačno opterećenje dijagonalno kroz uzorak predstavlja smično naprezanje u samom uzorku. Spoj uzorka pjene i ploče može utjecati na rezultate ispitivanja. Njegov se utjecaj može zanemariti ako je omjer veličine uzorka i veličine ćelije veći od 3 [1]. Dvostruki uzorak za ispitivanje izrađen od dvije prizme aluminijske pjene i tri ploče zalijepljene radi potrebnog naprezanja omogućuje još preciznije jednoosno stanje naprezanja. Kod većine aluminijskih pjena modul smičnosti *G* i modul elastičnosti *E* približno su jednaki [5].



Slika 2.12. Smično ispitivanje plosnih uzoraka zalijepljenih na ploče koje se opterećuju [5]:
a) jednostruki uzorak prema normi ASTM C – 273,
b) dvostruki uzorak.

2.1.3.6. Toplinska svojstva aluminijskih pjena

Aluminijske pjene konkurentne su drugim homogenim materijalima kada se uzme u obzir odnos pogodnih izolacijskih svojstava i male gustoće materijala. U tablici 2.2 navedene su vrijednosti toplinskih svojstava aluminijskih pjena.

Tablica 2.2. Vrijednosti toplinskih svojstava aluminijskih pjena [1]

SVOJSTVO,SIMBOL, JEDINICA	MATERIJAL			
	CYMAT	ALULIGHT	ALPORAS	ERG
Talište, T_m, K	830 - 910	840 - 850	910 - 920	830 - 920
Maks. radna temperatura, T_{max}, K	500 - 530	400 - 430	400 - 420	380 - 420
Min. radna temperatura, $T_{min,}$ K	1 - 2	1 - 2	1 - 2	1 - 2
Spec. toplinski kapacitet, C_p, J/kgK	830 - 870	910 - 920	830 - 870	850 - 950
Toplinska vodljivost, λ, W/mK	0,3 - 10	3,0 - 35	3,5 - 4,5	6,0 - 11
Toplinska rastezljivost, α, 10^{-5}/K	19 - 21	19 - 23	21 - 23	22 - 24

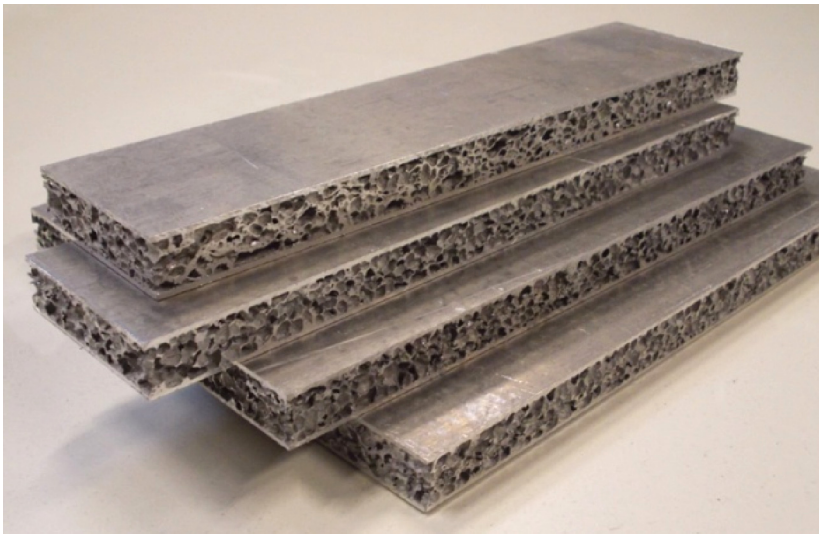
Talište aluminijske pjene veće je od tališta homogenog aluminija jer su ćelije prevučene površinskim slojem oksida Al_2O_3 koji ima talište znatno iznad tališta aluminija. Što je veća poroznost i manja veličina ćelija aluminijske pjene to je veća površina prevučena oksidom, pa je i talište više [1, 20]. Ako je aluminijska pjena dovoljno dugo izložena temperaturi blizu tališta materijala ćelija, uz prisutnost kisika, dolazi do dodatne oksidacije stijenki ćelija te povećanja otpornosti na povišene temperature [20].

Aluminijske pjene imaju iznimno mali koeficijent toplinske vodljivosti λ, što definira njihovu izolacijsku sposobnost. Na prijenos topline kroz aluminijsku pjenu utječe niz faktora kao što su: morfologija ćelija, relativna gustoća, koeficijent toplinske vodljivosti osnovnog materijala, emisivnost itd. Što je manja relativna gustoća to će i toplinska vodljivost biti manja. Toplinska vodljivost čistog aluminija iznosi od 150 do 220 W/mK [1] i povećava se uz porast temperature [20]. Toplinska vodljivost aluminijskih pjena može biti od 8 do 100 puta manja od toplinske vodljivosti čistog aluminija [1]. Doprinos provođenja topline kroz plin unutar ćelija vrlo je malen u usporedbi s provođenjem kroz metal [20]. Premda aluminijske pjene ipak imaju veću toplinsku vodljivost od polimernih i keramičkih pjena ovo svojstvo u kombinaciji s drugim pogodnim svojstvima značajno je pri odabiru ovakve vrste materijala za izolacijske svrhe. Koeficijent toplinske rastezljivosti α ćelijastih materijala gotovo je jednak koeficijentu toplinske rastezljivosti materijala od kojih su izrađene stijenke ćelija. Kako je

koeficijent toplinske vodljivosti λ za pjene znatno niži, omjer koeficijenta toplinske rastezljivosti i toplinske vodljivosti je visok.

2.2. Aluminijski sendvič paneli

Kompozitni materijali proizvode se kombinacijom dvaju ili više homogenih poznatih materijala. Oblici kompozitnih materijala mogu biti kompoziti s vlaknima, sendvič paneli, pjene, rešetkaste strukture i sl. [21]. Aluminijski sendvič paneli s aluminijskom pjenom kao jezgrom (engl. *Aluminium Foam Sandwich Panels – AFS panels*) su jedna vrsta kompozitnih materijala razvijena kako bi se u jednom materijalu dobila vanjska svojstva homogenog aluminijskog lima, a u jezgri svojstva aluminijske pjene. Postoje mnoge rasprave da li se ovakva kombinacija može nazvati „materijalom“ ili je to kompozit, no najtočnije ga je nazvati sendvič panel [21]. Sendvič paneli u određenim se slučajevima proučavaju u segmentima kao dva lima odvojena ispunom, odnosno jezgrom. U drugim pak situacijama proučava se ukupna gustoća, čvrstoća, savitljivost, istezljivost i sl. kada se svojstva sendvič panela uspoređuju sa svojstvima drugog materijala [21, 22]. Slika 2.13. prikazuje aluminijske sendvič panele s aluminijskom pjenom kao jezgrom.



Slika 2.13. Aluminijski sendvič paneli s aluminijskom pjenom kao jezgrom

2.2.1. Proizvodnja aluminijskih sendvič panela

Aluminijski sendvič paneli mogu se izraditi lijepljenjem limova na gotovu jezgru od aluminijske pjene. Jezgra se izrađuje jednim od standardnih postupaka proizvodnje metalnih pjena. Kao ljepila se najčešće rabe standardna epoksidna ljepila kao što su Araldite^{TM} [23, 24] ili polipropilenska ili poliuretanska ljepila kao što je ISOLEMFI^{TM} 50105 N [25]. Za

praktičnu primjenu ovakvih aluminijskih sendvič panela potrebno je postići adhezijsku čvrstoću između pjene i površinskog lima veću od čvrstoće aluminijske pjene.

Kako bi izbjegli povezivanje lijepljenjem Banhart i Seeliger razvili su postupak proizvodnje aluminijskih sendvič panela u kojima su aluminijska pjena i vanjski limovi povezani metalnom vezom u postupku upjenjavanja. Na prekursor proizveden sinteriranjem toplim valjanjem se difuzijski navaruju vanjski limovi određene aluminijeve legure [26]. Proizvodnja prekursora i upjenjavanje je identično kao i u proizvodnji aluminijskih pjena rastvaranjem plina iz čestica u polučvrstoj fazi metala. Ovakav način proizvodnje omogućuje metalnu vezu između jezgre i vanjskog lima u konačnom proizvodu [27]. Za vanjski lim odabiru se aluminijeve legure iz serija 3000, 5000 ili 6000 prije svega jer im je talište iznad tališta aluminijske pjene [27, 28]. Za proizvodnju jezgre odabiru se legure AlSi6CuX (X ≈ 3...7) radi niskog tališta i dobrog ponašanja pri upjenjavanju [28]. Aluminijski sendvič paneli proizvedeni s metalnom vezom između slojeva mogu se rezati obradom odvajanjem čestica, oblikovati deformiranjem i spajati zavarivanjem ili lijepljenjem [22]. Proizvodnja zakrivljenih panela moguća je i oblikovanjem deformiranjem prije postupka upjenjavanja čime se postiže jednolična struktura u jezgri [28].

2.2.2. Svojstva aluminijskih sendvič panela

Aluminijski sendvič paneli objedinjuju sva svojstva vanjskog lima i jezgre od aluminijske pjene. Mala gustoća, velika specifična krutost, tvrdoća vanjske površine, otpornost na koroziju, mogućnost apsorpcije energije udara i elektromagnetskih valova, izolacija topline, vrlo dobro upijanje zvuka, vatrootpornost i recikličnost svojstva su koja karakteriziraju aluminijske sendvič panele [22]. Vrijednosti ovih svojstava ovise o debljini vanjskog lima i debljini jezgre, ali i o vrsti legure od koje su vanjski lim i jezgra izrađeni [22].

Sva opterećenja usmjerena na vanjski lim prenose se dijelom i na unutarnju jezgru kroz koju se preraspoređuju. Vanjski lim prije svega služi za prenošenje tlačnog i vlačnog opterećenja, dok unutarnja jezgra služi za prenošenje smičnog i tlačnog opterećenja [29]. Povećavanjem debljine jezgre povećava se moment inercije te otpornost na savijanje i uvijanje sendvič panela uz minimalno povećanje mase [22, 29]. Moment inercije poprečnog presjeka je funkcija raspodjele ćelija u materijalu. Stvarni moment inercije aluminijske pjene u odnosu na slučajnu raspodjela ćelija i njihovu varijaciju u dimenzijama ne može se izračunati iz geometrije i gustoće uzorka, ali se može utvrditi iz savojne krutosti, uzimajući da je modul elastičnosti aluminija E = 69 GPa [1]. Relativna gustoća uzorka nije od velike važnosti, važnija je masa dijela za proučavanje momenta inercije. Prikladan parametar koji bi opisivao

karakteristike aluminijskih sendvič panela s aluminijskom pjenom kao jezgrom, a kombinirao svojstva težine, gustoće i debljine uzorka, bio bi omjer težine i površine, s time da je relativna gustoća manja od 0,4. [1]. Vidljivo je da savojna krutost raste porastom težine po jediničnoj površini, a na nju ne utječe vrsta legure od koje je aluminijska pjena izrađena [1].

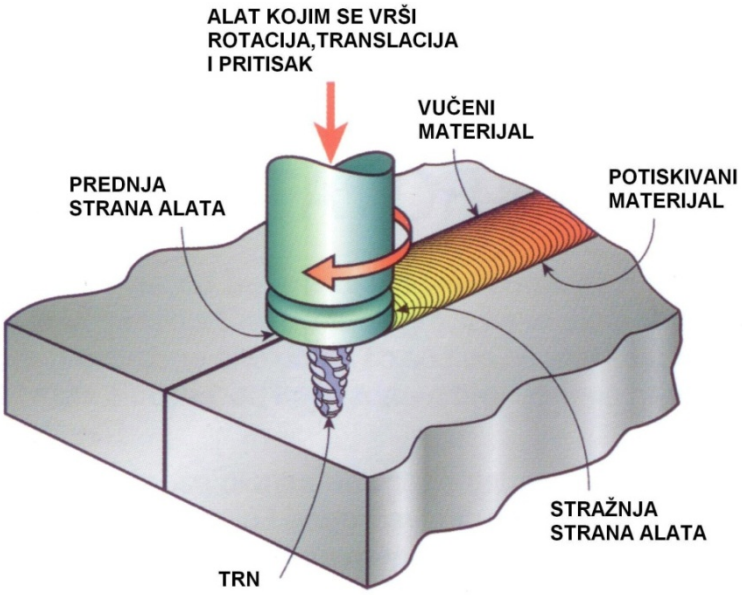
Aluminijski sendvič paneli s jezgrom od aluminijske pjene mogu prema potrebi ispuniti i funkciju izolacije zvuka, odnosno prigušenja zvuka posebno u području frekvencija od 50 do 400 Hz [30]. Toplinska vodljivost aluminijskih sendvič panela u rasponu je od 5 do 8 % toplinske vodljivosti homogenog aluminija istih dimenzija, te prije svega ovisi o odnosu debljine jezgre naprema debljini vanjskog lima [30].

3. ZAVARIVANJE TRENJEM ROTIRAJUĆIM ALATOM I PREGLED DOSADAŠNJIH ISTRAŽIVANJA ZAVARIVANJA ALUMINIJEVIH LEGURA

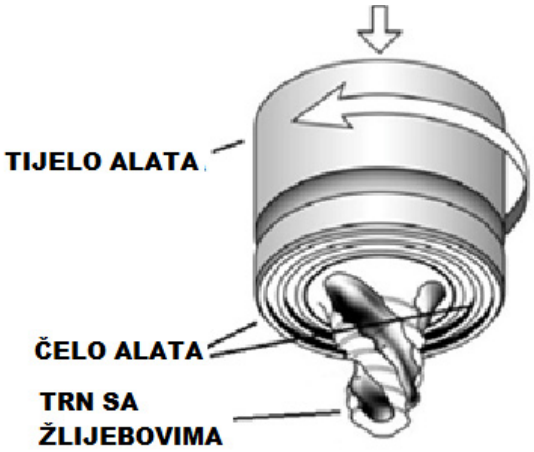
Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom (engl. *Friction Stir Welding – FSW*; njem. *Rührreibschweißen*) postupak je zavarivanja pomoću topline dobivene trenjem. Trenje se ostvaruje gibanjem alata pritisnutog uz elemente koji se spajaju [31]. Ovaj potupak izumila je grupa znanstvenika predvođena Waynom M. Thomasom 1991. godine na britanskom institutu za zavarivanje (engl. *The Welding Institute - TWI*) [31]. Već tada je grupa znanstvenika uočila izniman potencijal ovog procesa te patentirala proces u cijelom svijetu [32]. Međunarodni institut za zavarivanje (engl. *International Institute of Welding – IIW*) klasificira ovaj postupak kao postupak zavarivanja bez taljenja materijala. Prve primjene u proizvodnji bile su zavarivanje aluminijevih legura serije 6000 u pogonima SAPA Profiler AB u Švedskoj te u brodogradilištu Hydro Marine Aluminium u Norveškoj, a zatim u automobilskoj industriji u Švedskoj, Norveškoj i Australiji, također na zavarivanju istih legura [33]. Sve veća primjena lakih aluminijevih legura u proizvodnji transportnih sredstava odredila je smjer istraživanja i primjenu zavarivanja trenjem rotirajućim alatom kao mogućeg postupka spajanja aluminijevih legura serije 2000, 6000 i 7000 [34, 35]. Pored ovih legura također se istražuje i zavarljivost legura magnezija, nikla, titana, čelika, a također i raznorodnih materijala.

Premda već postoji nekoliko izvedenica ovog postupka konvencionalno zavarivanje trenjem rotirajućim alatom zadržalo se kao najrašireniji postupak [31, 34]. Slika 3.1 prikazuje skicu postupka. Za dovođenje topline trenjem i dinamičko miješanje materijala koristi se posebno izrađen alat od tvrđeg materijala, nego što je osnovni materijal [34, 35]. U tijeku procesa ne nastaje talina kao kod elektrolučnih postupaka zavarivanja. Reakcije spajanja materijala u krutom stanju nastaju pomoću povećanog pritiska i difuzije među materijalima te radi trenutnog postojanja prijelazne tekuće ili viskozne faze omekšanog materijala u dodirnom području, koja kasnije očvršćuje u procesu [31]. U ovom postupku ne postoji dovođenje dodatnog materijala i zaštitnih plinova. Postupak se može primjenjivati u svim položajima za koje postoje mogućnosti opreme. S donje strane limova na mjestu zavarivanja postavlja se dodatna podloga koja sprečava izmicanje omekšanog materijala na mjestu spoja.

Alat za zavarivanje sastoji se od gornjeg većeg dijela – tijela alata i donjeg dijela – trna (slika 3.2). Površina alata koja u dodiru s površinom materijala uzrokuje nastanak trenja i razvijanje topline naziva se čelo alata. Trn alata zadužen je za superplastičnu deformaciju materijala što omogućuje njegovo miješanje i povezivanje.



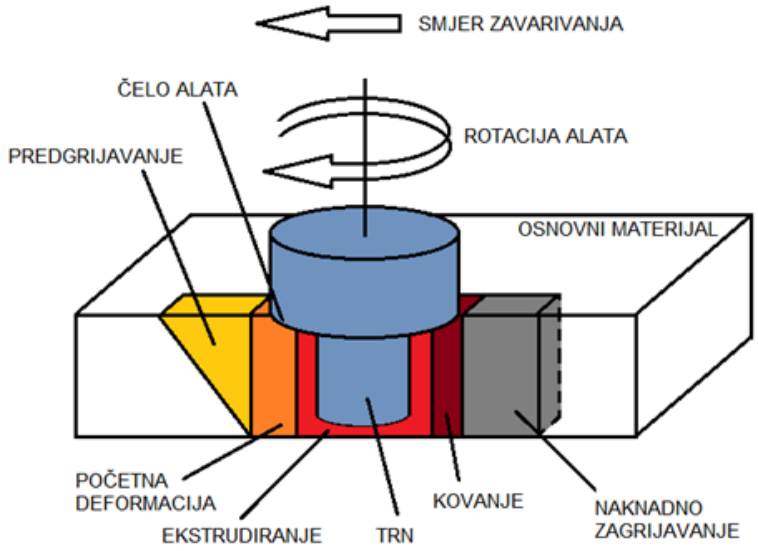
Slika 3.1. Skica postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom



Slika 3.2. MX Triflute^{TM} alat za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [36]

Na početku procesa rotirajući alat primiče se dijelovima postavljenim u sučeljeni dodir. Pri prvom kontaktu rotirajućeg trna alata i površine osnovnog materijala nastaje toplina razvijena trenjem uz omekšavanje materijala i plastično deformiranje u cilindričnom području oko trna [36, 37]. Toplina zagrijava materijal od $0{,}6 \cdot T_m$ do $0{,}9 \cdot T_m$, (T_m - talište materijala) [37]. Sve većim ulaskom trna u materijal povećava se količina omekšanog područja sve do maksimalne dubine penetracije, odnosno do kontakta čela alata s gornjom površinom materijala. Širina omekšanog područja najveća je na mjestu kontakta čela alata i limova koji se zavaruju i sužava se sve do vrha trna alata. Uobičajeno je zadržavanje pomicanja alata, uz konstantnu rotaciju, nakon ulaska trna, kako bi se trenjem postigla dodatna toplina i omogućilo daljnje zavarivanje. Vrijeme zadržavanja ovisi o debljini i brzini provođenja topline kroz materijal.

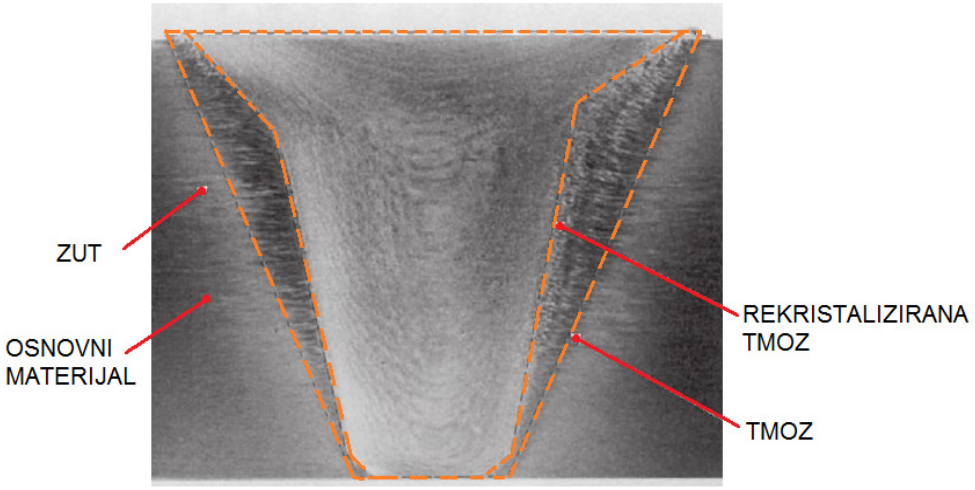
U nastavku procesa alat se giba pravocrtno u smjeru zavarivanja po liniji staljivanja. Oko rotirajućeg trna stvara se tanko plastificirano područje i prenosi materijal s jednog lima na drugi pojavom „ključanice“ u krutom stanju [33]. Prijenos topline kroz materijal omogućava rotirajućem alatu mehaničko miješanje materijala, koji kruži oko alata u smjeru rotacije alata, s jednog lima na drugi i obratno. Prema nastaloj mikrostrukturi i toku materijala ovaj postupak može se karakterizirati kao spoj tehnologija ekstrudiranja i kovanja [37]. Stoga se postupak zavarivanja trenjem rotirajućim alatom može prikazati kao proces obrade metala podijeljen na faze: a) predgrijavanje; b) početna deformacija, c) ekstrudiranje, d) kovanje i e) naknadno zagrijavanje / postepeno hlađenje (slika 3.3) [37].



Slika 3.3 Faze u postupku zavarivanja trenjem rotirajućim alatom [37]

U području predgrijavanja ispred trna alata temperatura materijala povećava se radi trenja i adijabatskog zagrijavanja uslijed deformacije materijala. Toplinska svojstva materijala, brzina zavarivanja i geometrija alata određuju količinu materijala koji se predgrijava i razinu predgrijavanja. Kako se alat pomiče prema naprijed materijal se deformira radi temperature i količine naprezanja veće od kritičnog naprezanja. Materijal se u području ekstrudiranja kreće i u horizontalnom i u vertikalnom smjeru uz trn alata [37]. Kritična izoterma na svakoj strani alata određuje širinu područja ekstrudiranja. Izvan područja ekstrudiranja temperatura i naprezanje nedovoljni su za tok materijala. Nakon područja ekstrudiranja slijedi područje kovanja materijala gdje se uz hidrostatski pritisak materijal sabija iza trna alata čime se oblikuje zavar. Čelo alata zajedno s potpornom podlogom omogućuje kovanje. Materijal se u području čela alata vuče preko spoja prema potiskivanoj strani. Iza područja kovanja dolazi

područje naknadnog zagrijavanja odnosno postepenog hlađenja uz pasivno ili prisiljeno odvođenje topline [37]. Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom rezultira značajnim promjenama u mikrostrukturi osnovnog materijala unutar i oko područja miješanja. Dobiveni zavari obično se dijele na 4 područja u poprečnom presjeku (slika 3.4) [38].



Slika 3.4. Različita područja u zavaru [38]:

a) osnovni materijal,

b) ZUT - zona utjecaja topline,

c) TMOZ - termo - mehanički obrađena zona,

d) rekristalizirana TMOZ

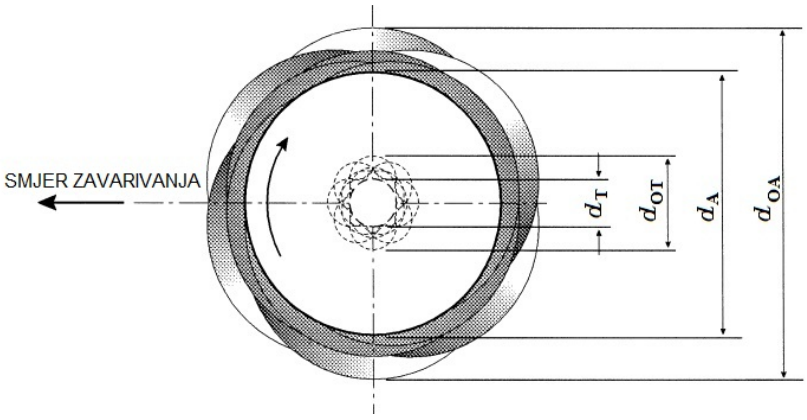
Stvaranje navedenih područja rezultat je ponašanja materijala pri miješanju, što je direktna posljedica oblika trna alata, dimenzija alata, i parametara procesa [39]. Zagrijavanje u zoni utjecaja topline prilično povećava temperaturu materijala oko zavara te utječe na promjenu čvrstoće, duktilnosti, tvrdoće i otpornosti na koroziju. Promjene veličine zrna u mikrostrukturi ili udjela legirnih elemenata obično se ne događaju u zoni utjecaja topline [38]. Termo-mehanički obrađena zona (TMOZ) obuhvaća područje plastične deformacije materijala unutar područja zavara, s time da je navedena zona rekristalizirana sve do početka ZUT-a [38]. U legurama koje prolaze kroz toplinsku faznu transformaciju TMOZ se može sastojati od potpuno rekristaliziranog materijala, dok u materijalima koji nemaju faznu transformaciju TMOZ ne rekristalizira, bez obzira na veličinu i oblik trna alata. [38] Pri prijelazu u ZUT nalazi se TMOZ koji nije rekristaliziran. U aluminijevim legurama materijal unutar TMOZ-a višekratno je plastično deformiran te mu je mikrostruktura sitnozrnata.

Promjene u strukturi u području zavara rezultiraju promjenama mehaničkih svojstava metala zavara u odnosu na svojstva osnovnog materijala. Toplinski ciklus izazvan rotacijom alata i

intenzivna plastična deformacija bitni su čimbenici koji utječu na mikrostrukturu materijala u području miješanja i u zoni utjecaja topline. Temperaturni gradijent se nadodaje na superplastičnu deformaciju između korijena i lica zavara. Kada se poveća unos topline povećanjem brzine rotacije, raspored tvrdoće poprijeko na zonu spoja je ujednačeniji, a povećava se i veličina zrna [39]. Optimalnim parametrima u metalu zavara postiže se homogena sitnozrnata mikrostruktura (promjer zrna manji od 1 μm) s niskom gustoćom dislokacija unutar zrna [37]. Povezanost između rekristalizirane zone metala zavara i osnovnog materijala je relativno neuočljiva na vučenoj strani zavara, ali jasno izražena granicom na potiskivanoj strani zavara.

Izvođenje završetka zavara može biti sa ili bez pomoćnih pločica. U oba načina prekida se pravocrtno gibanje alata u smjeru zavarivanja te se alat i dalje uz rotaciju izvlači iz materijala. Ako se i tijelo alata i trn gibaju zajedno u smjeru izvlačenja iz materijala na kraju zavara ostati će neispunjeno mjesto – provrt u obliku trna alata.

Rotacija alata u ovome postupku nikada nije savršeno gibanje točke na obodu po kružnici, upravo zbog neidealnog uležištenja i neidealne balansiranosti masa glavnog vretena pogona. Alat se giba po dinamičkoj krivulji te također zbog svoje nesavršene cilindričnosti doprinosi stvaranju dinamičke putanje omekšanog dijela metala oko vrha trna alata. Upravo ekscentrično gibanje alata omogućuje hidromehaničko gibanje nestlačivog plastificiranog materijala s prednje strane alata na stražnju i obrnuto sa stražnje na prednju stranu, odnosno miješanje dvaju materijala [34]. Slika 3.5 prikazuje skicu dinamičke krivulje rotacije alata.



Slika 3.5. Skica dinamičke krivulje rotacije alata [34]:

d_T – promjer trna alata,

d_{OT} – promjer dinamičke krivulje gibanja trna alata,

d_A – promjer čela alata,

d_{OA} – promjer dinamičke krivulje gibanja čela alata.

3.1. Prednosti i nedostatci postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom

Sve prednosti ovog postupka polaze od činjenice da se spajanje odvija u čvrstom stanju (plastičnom ili poluplastičnom) materijala, te su eliminirane sve negativne posljedice taljenja metala i naknadnog skrućivanja taline. Izbjegavanjem taljenja izbjegava se mogući nastanak poroznosti, pukotina, povećanja tvrdoće u zavaru itd. Prednosti su razvrstane u tri osnovne skupine:

METALURŠKE PREDNOSTI:

- proces zavarivanja odvija se u krutom stanju metala;
- dobra stabilnost i ponovljivost postupka;
- nema smanjenja udjela legirnih elemenata;
- sitnozrnata ujednačena mikrostruktura;

EKOLOŠKE PREDNOSTI:

- nema zaštitnih plinova;
- nema stvaranja štetnih plinova i para;
- nema naknadnog čišćenja i brušenja površina;
- nema dodatnog materijala;
- nema dodatnih alata za naknadnu obradu;

EKONOMSKE PREDNOSTI:

- zavarivanje tanjih materijala omogućava smanjenje težine konstrukcija;
- mala ili nikakva deformacija nakon zavarivanja;
- u usporedbi s laserskim zavarivanjem potrebno je 40 puta manje električne energije [40];

Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom posebno se ističe kao pogodan proces kada se radi o iznimno dugim pravocrtnim zavarima. Ovaj proces omogućava veliku brzinu zavarivanja s minimalnim deformacijama što je posebno pogodno pri zavarivanju tankih limova. Također i za zavarivanje debljih limova nije potrebno zavarivati u više prolaza jer postupak omogućava dovođenje dovoljne količine topline potrebne za miješanje materijala. Trošenje alata je minimalno, što uz samu relativno nisku cijenu alata znači niže investicije u održavanju opreme. Istraživanja su pokazala da alat može trajati i više kilometara zavara [41]. Površinu na koju naliježe alat potrebno je očistiti od nečistoća i masti. Oksidirana ili korodirana površina značajno ne utječe na svojstva nastalog zavara. Nedostatak ovog postupka je potreba za specijaliziranim strojevima za zavarivanje koji se uvelike razlikuju i od alatnih strojeva, a posebno od strojeva za rotacijsko zavarivanje trenjem. Strojevi razvijeni za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom moraju imati snažne pogone i iznimno čvrste ležajeve u vreteništu

glavnog pogona alata kako bi mogli podnijeti razvijanje pritisne sile. Pored navedenog bitna je i mogućnost regulacije pritisne sile i mogućnost vrlo preciznog i čvrstog pozicioniranja limova pri zavarivanju. Stezanje mora onemogućiti gibanje limova u svim smjerovima. Hidraulično stezanje poželjno je rješenje jer se takvim stezanjem može postići potrebna sila pritiska na onom mjestu na kojem se u tom trenutku vrši zavarivanje, a otpustiti se limovi na udaljenom, već zavarenom području.

3.2. Utjecajni čimbenici u procesu zavarivanja trenjem rotirajućim alatom

Utjecajni čimbenici u procesu zavarivanja trenjem rotirajućim alatom su:

- parametri zavarivanja,
- geometrija i oblik alata,
- oblik spoja [40 - 50].

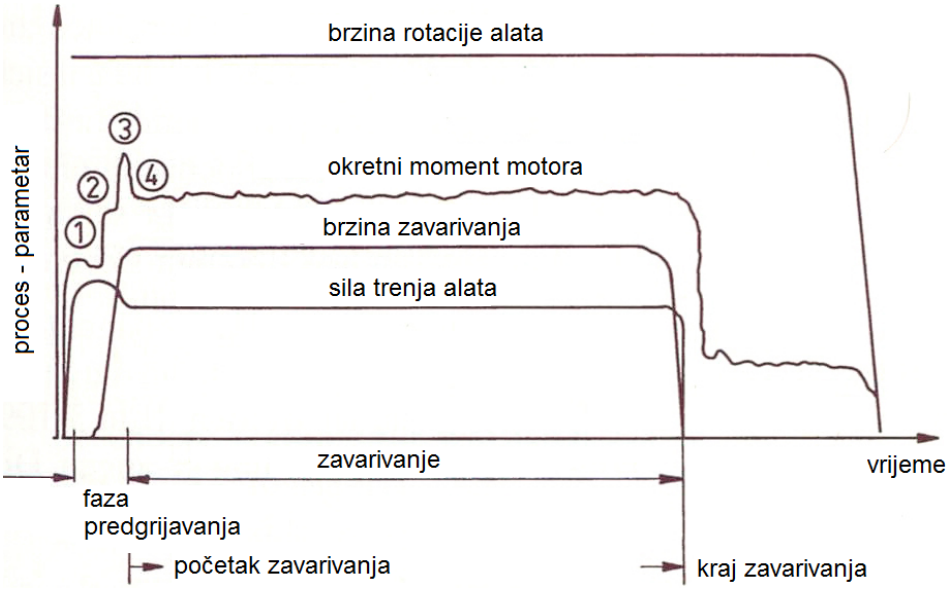
Navedeni parametri utječu na unos topline, tok materijala i raspodjelu topline čime se utječe na mikrostrukturu i mehanička svojstva zavara.

Parametri zavarivanja koji utječu na nastanak grešaka, izgled, mehanička svojstva i mikrostrukturu zavarenog spoja su:

- brzina rotacije alata ω (min^{-1}),
- brzina zavarivanja v (mm/min),
- nagib alata prema osnovnom materijalu α_A,
- sila pritiska alata na materijal F_N (kN) [40, 50 - 54].

Slika 3.6 prikazuje promjenu parametara zavarivanja u vremenu od početka do kraja zavarivanja. Parametri zavarivanja ovise o obliku alata ali i o mehaničkim svojstvima osnovnog materijala [55]. Mehanička svojstva osnovnog materijala kao što su vlačna čvrstoća, žilavost i tvrdoća određuju plastičnu deformaciju, tok omekšanog materijala oko trna alata i nastanak spoja, te kasnije na mehanička svojstva nastalog spoja [55]. Materijali koji imaju manju vlačnu čvrstoću i manju tvrdoću lakše su zavarljivi postupkom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom.

Iz brzine rotacije alata i brzine zavarivanja izračunavaju se parametri pomak po okretaju l_o (mm) i također okretaj po pomaku ω_o (mm^{-1}). Parametar ω_o na određeni način daje informaciju o unosu topline po dužini zavara [42].



Slika 3.6. Dijagram promjene parametara pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom [56]:

1. trn alata ulazi u osnovni materijal,
2. čelo alata dolazi u dodir s osnovnim materijalom,
3. postiže se najveći moment kojim alat miješa materijal,
4. postiže se omekšano stanje materijala.

3.2.1. Brzina rotacije alata

Brzina rotacije alata ω (min^{-1}) u mnogim se istraživanjima navodi kao najutjecajni faktor jer pored svega utječe i na brzinu zavarivanja v (mm/min). Većom brzinom rotacije alata povećava se unos topline i smanjuje brzina ohlađivanja u području zavarivanja, što dovodi do nepovoljne mikrostrukture. Povećanjem brzine rotacije raspored tvrdoće poprijeko na zonu spoja je ujednačeniji, a povećava se i veličina zrna [39]. Pri vrlo velikim brzinama rotacije, radi velikog unosa topline svojstva metala zavara se počinju pogoršavati izlučivanjem precipitata oko grubljih zrna pri zavarivanju toplinski obradivih aluminijevih legura [39]. Očigledno je da uvijek postoji najpovoljniji odnos brzine rotacije i brzine posmičnog gibanja alata za određenu debljinu i vrstu metala koji se zavaruje. Prema Mishri i autorima [37] za određene aluminijeve legure vrijedi jednadžba:

$$\frac{T}{T_m} = K\left(\frac{\omega^2}{v \times 10^4}\right)^{\alpha} \qquad (3.1)$$

gdje je T (°C) temperatura osnovnog materijala pri zavarivanju, T_m (°C) temperatura taljenja osnovnog materijala, α eksponent u rasponu od 0.04 do 0.06, te K konstanta vrijednosti od 0.65 do 0.75 [37].

Najveća tangencijalna brzina gibanja nalazi se na vanjskom obodu čela alata i upravo ta brzina uzrokuje najveće dovođenje topline. Prekomjerno povećavanje tangencijalne brzine rezultira prekomjernim omekšavanjem i istiskivanjem materijala na licu zavara. Kao popratna pojava povećava se broj pukotina [39, 40,]. Vrlo velike brzine rotacije alata (> 10,000 min^{-1}) mogu povećati istezljivost zavarenog spoja [40]. Mala brzina rotacija alata dovodi do nedovoljnog unosa topline i uže zone miješanja materijala, a može dovesti i do nedostatnog miješanja materijala. U istraživanju zavarljivosti aluminijeve legure EN AW-4430A (AlSi12), koje su proveli Klobčar i autori [42], odljevci debljine 4 mm zavarivani su brzinom v u rasponu od 71 do 450 mm/min i brzinom rotacije alata ω u rasponu od 235 do 1180 min^{-1}. Utvrđeno je da povećanje brzine rotacije alata ω daje veći unos topline, pri istim koeficijentima l_o (mm) i ω_o (mm^{-1}).

3.2.2. Brzina zavarivanja

Brzina zavarivanja najznačajniji je parametar u ovom postupku te ima značajan utjecaj na ekonomičnost cijelokupnog procesa [42 - 44]. Brzina zavarivanja ovisi o utjecajnim faktorima kao što su vrsta aluminijeve legure koja se zavaruje, brzini rotacije alata, obliku i dimenzijama alata, dubini penetracije i obliku spoja [40]. Velikom brzinom zavarivanja smanjuje se unos topline po dužini zavara što dovodi do nedovoljne plastičnosti materijala i nedovoljnog međusobnog povezivanja limova ili nastanka šupljina, odnosno pukotina [35, 40]. Niža brzina zavarivanja daje zavar veće vlačne čvrstoće [39, 40], premda iznimno niska brzina zavarivanja može i negativno utjecati na mehanička svojstva zavara stvarajući crvoliku poru [47].

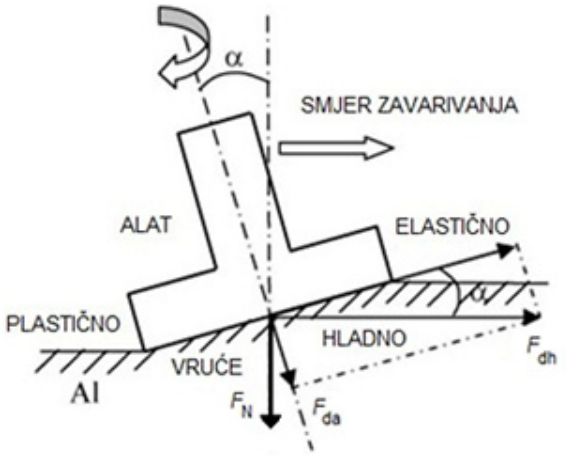
U ispitivanju zavarljivosti različitih aluminijevih legura EN AW-6082-T6 i EN AW-6061-T6 u radu Moreire i autori [44] parametri zavarivanja bili su: v = 224 mm/min, α_A = 2,5°, ω = 1120 min^{-1}. Za zavarivanje 3 mm debelih limova od navedenih legura u sučeljenom spoju korišten je alat s promjerom čela 17 mm konkavnog oblika uz kut od 7°. Na trnu alata izrađen je navoj M5. Statičkim vlačnim pokusom utvrđena je vlačna čvrstoća spoja od 218,6 MPa. Radi uspoređivanja mehaničkih svojstava materijala napravljeni su i istorodni zavari materijala korištenih u istraživanju. Zavari legure EN AW-6082-T6 imali su vlačnu čvrstoću 221,3 MPa. Zavari legure EN AW-6061-T6 imali su vlačnu čvrstoću 231,6 MPa. Ispitivanjem je dokazano da se izvrsna mehanička svojstva postižu uz ω_o = 5 mm^{-1}.

U ispitivanju Patila i Somana [45] zavarivane su iste aluminijeve legure 5 mm debljine u sučeljenom spoju brzinom rotacije alata od 1600 min^{-1} i brzinama zavarivanja 50 mm/min i 62 mm/min. Statičkim vlačnim pokusom zavara izvedenih brzinom zavarivanja 50 mm/min s

legurom EN AW-6082-T6 na potiskivanoj strani izmjerena je vlačna čvrstoća od 183 MPa. Zavari izvedeni s 62 mm/min imali su vlačnu čvrstoću od 170 MPa [45]. Dokazano je da brzina zavrivanja utječe na vlačnu čvrstoću nastalog spoja. Isto su potvrdili Sakthivel i autori u svojemu radu ispitivanja parametara zavarivanja aluminijeve legure EN AW-5083 debljine 6 mm. Zaključeno je da veća brzina zavarivanja smanjuje širinu zone utjecaja topline, a također i povećava tvrdoću u metalu zavara. Zaključeno je da se vlačna čvrstoća spoja povećava smanjenjem brzine zavarivanja [57].

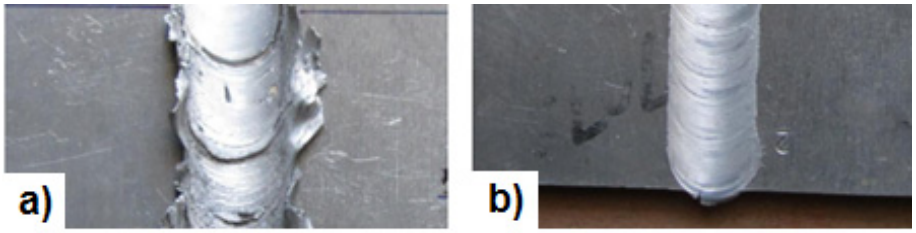
3.2.3. Nagib alata prema osnovnom materijalu

Alat može biti postavljen okomito na osnovni materijal ili nagnut pod određenim kutem. Kut kojim se mjeri nagib alata je kut α_A između osi alata i normale na površinu limova koji se zavaruju. Ako je alat nagnut u smjeru zavarivanja omogućava se veći pritisak prednjeg dijela alata u gibanju kako bi se dodatno predgrijao materijal prije zavarivanja. Tada je kut α_A negativan. Predgrijavanje može biti potrebno kod zavarivanja teže zavarljivih materijal koji imaju višu temperaturu taljenja ili veću čvrstoću. Ipak, češće se koristi alat nagnut suprotno od smjera zavarivanja (α_A je pozitivan) kako bi se povećao pritisak na materijal iza trna alata. Povećanjem kuta nagiba alata povećava se hidrostatski tlak iza trna alata i kovanje materijala [46], te također pomicanje materijala s vučene na potiskivanu stranu [39]. Povećanje nagiba s 0° na 3° može se povećati silu kovanja i do 300 % [46]. Rezultantna sila pritiska dobiva i horizontalnu komponentu koja povećava mješanje materijala, te umanjuje broj pukotina u zavaru [39, 46]. Slika 3.7 prikazuje spreg sila prilikom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom s nagibom alata pod kutem α_A suprotno od smjer zavarivanja [46].



Slika 3.7. Spreg sila prilikom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom s nagibom alata pod kutem α_A suprotno od smjer zavarivanja [46]

Povećanjem nagiba alata povećava se količina materijala istisnutog oko čela alata pri zavarivanju [46] i širina termo-mehanički obrađene zone uz čelo alata [47]. Ako alat s utorima ili gravurama na površini čela ima nagib prema osnovnom materijalu također može potiskivati omekšani metal u zavar, kako bi se umanjio izlaz omekšanog materijala oko čela alata. U većini istraživanja nagib alata bio je od 1° do 3°, premda je važno napomenuti da su provedena istraživanja i s nagibom alata od 8°. Pogodnim nagibom alata postiže se jednolično miješanje materijala ispod čela alata, bez proklizavanja, što rezultira boljim izgledom lica zavara (slika 3.8) [51].



Slika 3.8. Izgled lica zavara aluminijskih legura AA2014-T651 i AA6063-T651 dobivenih zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom s različitim nagibom alata [51]:

a) $\alpha_A = 2°$,

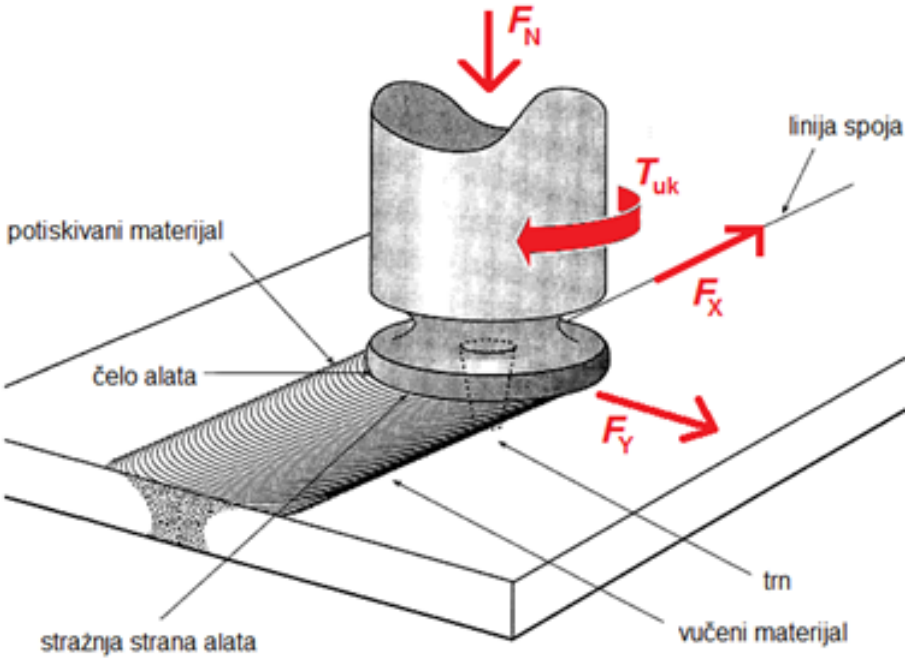
b) $\alpha_A = 4°$.

3.2.4. Sila pritiska alata na materijal

Pri zavarivanju alat djeluje vertikalnom pritisnom silom na materijal, koji se istom tom silom „odupire“ alatu (slika 3.9). Minimalna pritisna sila pri kojoj se dobivaju zavari bez pogrešaka je optimalna pritisna sila [48]. Za zavarivanje materijala veće vlačne čvrstoće potrebna sila pritiska veća je nego za zavarivanje materijala niže vlačne čvrstoće [47]. Stupanj miješanja materijala i međusobna difuzija, debljina deformiranih lamela u mikrostrukturi i tok materijala posredno preko geometrije alata ovise o sili pritiska alata [40] pri zavarivanju aluminijevih legura.

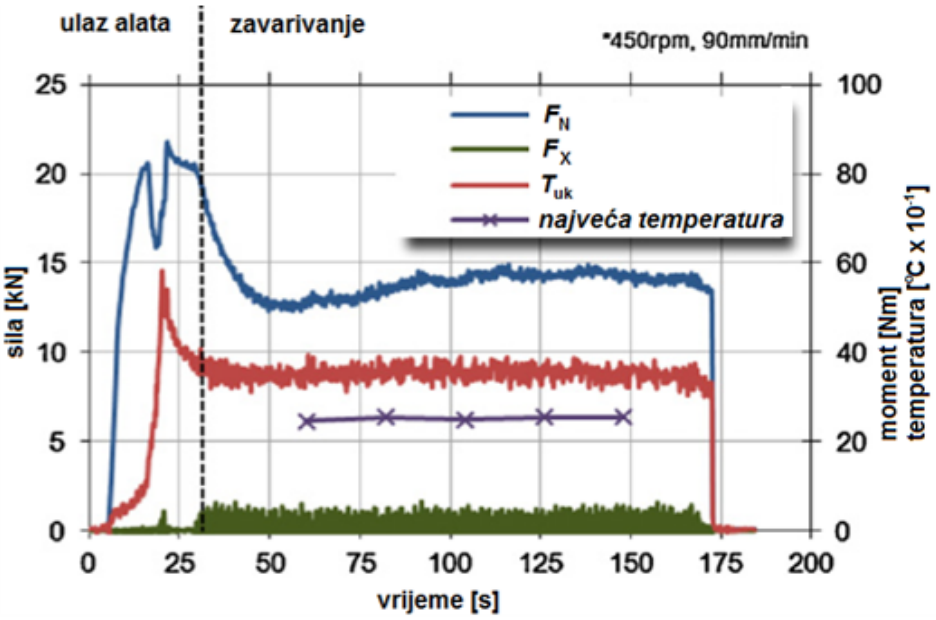
Sila pritiska izravno utječe na penetraciju trna u osnovni materijal. U toku faze prodiranja alata u materijal javljaju se dva karakteristična skoka sile; u početku prodiranja trna alata i u trenutku kontakta čela alata s materijalom. Nakon uspostavljanja stabilnog režima zavarivanja temperatura u blizini čela alata i vertikalna pritisna sila su konstantne [58]. D´Urso i autori navode da potrebna pritisna sila postupno opada od početka prema kraju zavarivanja radi akumulacije topline u materijalu ako je brzina zavarivanja mala i unos topline dostatan [59]. Trimble i autori u svojem su radu mjerenjem pomoću rotirajućeg dinamometra KISTLER

utvrdili stvarne vrijednosti pritisne sile F_N za vrijeme zavarivanja (slika 3.10) [60]. Karakterističan dvostruki porast sile F_N događa se na početku prodiranja alata u materijal. Kasnije sila postepeno opada sve dok proces zavarivanja ne postane stabilan.



Slika 3.9. Sile kojima alat djeluje na osnovni materijal pri zavarivanju [60]:
F_N – vertikalna sila pritiska, F_X – horizontalna sila u smjeru zavarivanja,
F_Y – horizontalna sila okomita na smjer zavarivanja,
T_{uk} – ukupni moment djelovanja alata.

Ako je sila pritiska nedostatna zavar će imati lošiji izgled i grublju površinu lica što je rezultat nedovoljnog omekšavanja i miješanja materijala [59]. Ako je pritisna sila prekomjerna uzrokovati će istiskivanje omekšanog materijala oko čela alata što uzrokuje smanjenje poprečnog presjeka materijala na mjestu zavara i lošija mehanička svojstva [46, 62]. U istraživanju koje su proveli Balasubramaninan i autori mjerene su sile koje djeluju na alat pri zavarivanju [63]. Zaključak je da homogenost unutar materijala, učinkovitost i stabilnost procesa utječu na konstantnost vertikalne sile na na alat [62]. Slika 3.10 prikazuje dijagram sila, momenta i temperature procesa u ovisnosti o vremenu [60].



Slika 3.10. Dijagram sila, momenta i temperature procesa u ovisnosti o vremenu [60]:
F_N – vertikalna sila pritiska, F_X – horizontalna sila u smjeru zavarivanja,
T_{uk} – ukupni moment djelovanja alata

3.2.5. Utjecaj dimenzija alata i parametara zavarivanja na unos topline

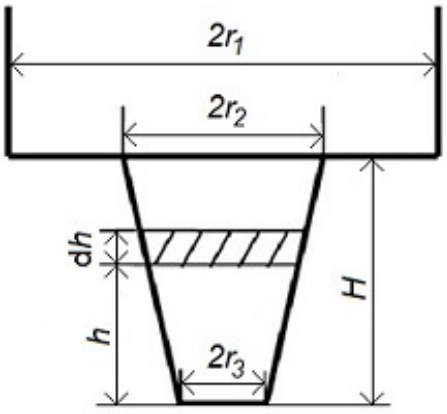
Unos topline prije svega ovisi o trenju između alata i materijala koji se zavaruju. Trenje između čvrstih tijela je izuzetno kompliciran fizički fenomen koji obuhvaća elastične i plastične deformacije površinskih slojeva tijela u dodiru, interakcije površina s česticama nastalim trošenjem, nastanak mikropukotina, kemijske reakcije, pobuđivanje slobodnih elektrona i fotona, te prijelaz čestica sa jednog tijela na drugo [64]. Aproksimacijom prvog reda dinamičko trenje između dvije ravne površine prikazuje se kao:

$$F_{tr} = F_N \cdot \mu_k \quad (3.2)$$

u kojoj je F_{tr} – sila trenja, F_N – sila pritiska čela alata na limove, te μ_k – koeficijent kinetičkog trenja za određenu kombinaciju materijala u dodiru. Ova aproksimacija daje nepreciznu vrijednost jer je izostavljena brzina gibanja, veličina površina u dodiru, stanje površina (hrapavost) i temperatura površina [64]. Poznato je da je trenje između dvaju različitih metala, koji se inače jednostavno međusobno legiraju, mnogo veće nego trenje između metala koji zajedno teško tvore legure [65].

Ukupan unos topline po jedinici dužine zavara E_l najbolje opisuje uvjete zavarivanja. Toplina nastala pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom određena je dimenzijama alata, kinetičkim faktorom trenja μ_k, brzinom rotacije alata ω (min^{-1}), brzinom zavarivanja v (mm/min) i silom

pritiska F_N [66 - 68]. Koeficijent kinetičkog trenja za gibanje čelične ravne površine po ravnoj površini aluminijeve legure EN AW-6061-T6 iznosi 0.25 [65]. Na slici 3.11 prikazana je skica alata sa svim važnim dimenzijama koje utječu na količinu dovedene topline pri zavarivanju.



Slika 3.11. Skica vrha alata [68]:

r_1 – polumjer čela alata,

r_2 – polumjer trna alata,

r_3 – polumjer vrha trna alata,

H – dužina trna alata

Ukupan unos topline prema Hamiltonu i autorima [66] može se izračunati kao zbroj momenata koji djeluju preko površina dodira alata i osnovnog materijala:

$$T_{\text{uk}} = T_{\text{čela}} + T_{\text{vt}} + T_{\text{pt}} \qquad (3.3)$$

Ako se uvodi jednoliko smično naprezanje τ (MPa) za navedeni osnovni materijal [66]:

$$T_{\text{uk}} = \int_{r_2}^{r_1} (\tau \cdot r) \cdot (2\pi \cdot r)\mathrm{d}r + \int_{0}^{r_3} (\tau \cdot r) \cdot (2\pi \cdot r)\mathrm{d}r + 2\pi \cdot \tau \cdot {r_i}^2 \cdot H \qquad (3.4)$$

Ako trn nije konusan onda vrijedi $r_3 = r_2 = r_i$, što se također često može uvesti u proračun radi jednostavnijeg računanja. Uz pretpostavku da je sila pritiska F_N ravnomjerna raspoređena na svim površinama koje su u kontaktu s materijalom ukupni moment je [66]:

$$T_{\text{uk}} = \tau \left(\frac{2}{3}\pi \cdot r_1^3 + 2\pi \cdot r_i^2 H \right) = 2\mu_K \cdot F_N \left(\frac{r_1}{3} + \frac{r_i^2}{r_1^2} H \right). \qquad (3.5)$$

Snaga P_{sr} (W) kojom se ostvaruje trenje izračunava se prema [66, 67]:

$$P_{\text{sr}} = T_{\text{uk}} \cdot \omega\,. \qquad (3.6)$$

Ukupan unos topline po dužini zavara E_l (J/mm) izračunava se kao [66]:

$$E_{\mathrm{l}} = \frac{P_{\mathrm{sr}}}{v} = T_{\mathrm{uk}} \frac{\omega}{v} \quad . \qquad (3.7)$$

Efektivna vrijednost unosa topline po dužini zavara $(E_{\mathrm{l}})_{\mathrm{ef}}$ ovisi o dužini trna H i debljini limova koji se zavaruju t prema [66]:

$$(E_{\mathrm{l}})_{\mathrm{ef}} = \frac{H}{t} E_{\mathrm{l}} \, . \qquad (3.8)$$

Veći dio topline proizvodi trenje između čela alata i materijala. Toplina Q_1 (J) dobivena trenjem čela alata je [68]:

$$Q_1 = \int_{r_2}^{r_1} \int_0^{2\pi} \frac{\mu_k F_{\mathrm{N}}}{\pi r_1^2} \cdot \frac{2\pi\omega}{60} r \cdot r \mathrm{d}r\mathrm{d}\theta = \frac{\mu_k F_{\mathrm{N}} \pi \omega (r_1^3 - r_2^3)}{45 r_1^2} \qquad (3.9)$$

Toplinskim tokom kroz površinu čela alata pojavljuju se gubici topline. Toplinski tok kroz površinu čela alata q_1 (W/m^2) određen je [68]:

$$q_1 = \frac{Q_1}{\pi(r_1^2 - r_2^2)} = \frac{\mu_k F_{\mathrm{N}} \omega (r_1^2 + r_2^2 + r_1 r_2)}{45 r_1^2 (r_1 + r_2)} \qquad (3.10).$$

Toplina dobivena trenjem donje površine trna alata u materijalu određena je [68]:

$$Q_2 = \int_0^{r_3} \frac{\mu_k F_{\mathrm{N}}}{\pi r_1^2} \cdot \frac{2\pi\omega}{60} r \cdot 2\pi r dr = \frac{\mu_k F_{\mathrm{N}} \pi \omega r_3^3}{45 r_1^2} \qquad (3.11)$$

Osim trenja uzrokovanog pritisnom silom F_{N} dio topline razvija se i trenjem uzrokovanim miješanjem omekšanog materijala uz rub trna [68]:

$$Q_3 = \int_0^H \frac{2\pi\omega}{60} (r_3 + h \tan\alpha) \cdot 2\pi (r_3 + h \tan\alpha) \tau_{\mathrm{b}} \mathrm{d}\, h =$$

$$= \frac{\pi^2 \sigma_S H \omega}{45\sqrt{3}} (3 r_3^2 + 3 r_3 H \tan\alpha + H^2 \tan^2\alpha) \qquad (3.12)$$

gdje je τ_{b} najveće smično naprezanje osnovnog materijala, izračunato prema [68]:

$$\tau_{\mathrm{b}} = \frac{\sigma_{\mathrm{S}}}{\sqrt{3}} \quad , \qquad (3.13)$$

σ_{S} predstavlja vlačno naprezanje. Toplina nastala trenjem svih površina u dodiru [68]:

$$Q_{vd} = \frac{Q_1 + Q_2 + Q_3}{V_t}, \qquad (3.14)$$

gdje se volumen trna alata V_{t} računa prema

$$V_{\mathrm{t}} = \frac{\pi H (r_2^2 + r_2 r_3 + r_3^2)}{3} \, . \qquad (3.15)$$

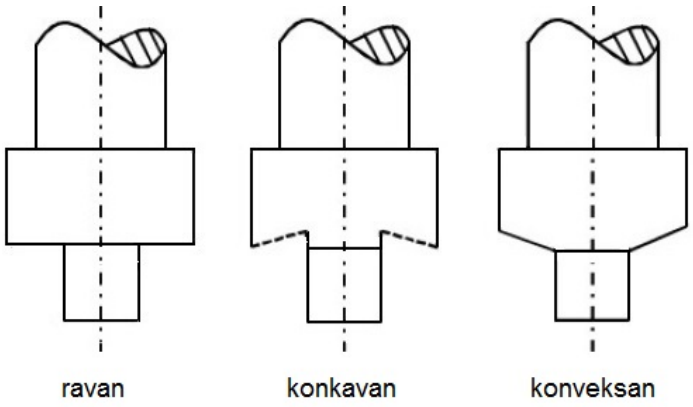
U oba prethodna izračuna vidljivo je da dimenzioniranje alata ima značajan utjecaj na unos topline u postupku zavarivanja trenjem rotirajućim alatom.

3.2.6. Utjecaj oblika alata za zavarivanje

Oblik alata posredno utječe na dovođenje topline preko količine osnovnog materijala koji sudjeluje u miješanju pri stvaranju spoja. Većom količinom omekšanog plastično deformiranog osnovnog materijala u području oko trna i ispod čela alata nastaje više topline zbog samog trenja unutar materijala pri miješanju.

Različiti oblici alata za zavarivanje trenjem mogu kao posljedicu imati različito gibanje omekšanog materijala između limova u spoju [69 - 74]. Tijelo alata može biti cilindričnog oblika ili izrađeno konusno. Oblik tijela nema značajan utjecaj na zavarivanje radi zanemarivog ulaza tijela alata u osnovni materijal pri zavarivanju od svega 1 do 5% debljine spoja [69].

Oblik čela alata utječe na dovođenje topline trenjem, utiskivanje materijala i oblikovanje lica zavara. Čelo alata može imati ravni, konkavan ili konveksan uzdužni presjek (slika 3.12). Alat s ravnim uzdužnim presjekom čela nije učinkovit u sprečavanju izlaza omekšanog materijala iz područja zavarivanja. Zavari izrađeni alatom s ravnim čelom imaju povinute rubove radi istiskivanja materijala. Prednost alata s ravnom površinom čela je jednostavnost izrade.

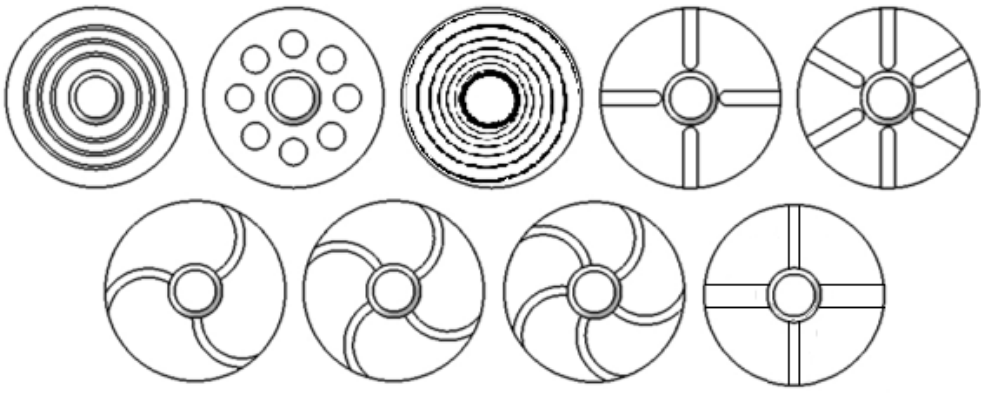


Slika 3.12. Oblici uzdužnog presjeka čela alata [69]

Konkavan presjek čela alata s kutom od 6° do 10° sprečava izlaz omekšanog materijala [36, 69]. Pri utiskivanju alata na početku zavarivanja dio materijala ulazi u konkavnu šupljinu te kasnije služi kao zaliha ujedno stvarajući pritisak na preostali materijal u presjeku. Pomicanjem alata u smjeru zavarivanja materijal iz zalihe kontinuirano izlazi i ostaje u zavaru iza alata dok novi materijal, ispred alata, ponovno ulazi u konkavnu šupljinu i dalje služi kao zaliha sve do završetka zavara. Pri zavarivanju ovakvim alatom potrebno je postaviti vertikalnu os alata 1° do 3° suprotno od smjera zavarivanja kako bi se omogućio ulaz materijala ispred alata i povećala pritisna sila na stražnjoj strani alata.

Alati s konveksnim presjekom čela nisu značajno u upotrebi prije svega radi povećanog istiskivanja i gubitka omekšanog materijala u povinutim rubovima. Jedina moguća prednost ovakvog alata je mogućnost zavarivanja dvaju limova različitih debljina postavljenih u sučeljeni spoj.

Površina čela alata može biti glatka ili s izrađenim različitim oblicima utora odnosno gravura. Svi oblici poprečnog presjeka čela alata mogu sadržavati utore. Dodaci na površini čela alata kao što su utori ili gravure različitih oblika povećavaju miješanje osnovnog materijala. Utorima se postiže bolji tok omekšanog materijala s prednje strane na stražnju stranu iza alata [69]. Pri zavarivanju omekšani materijal radi hidrostatskog tlaka ulazi u utore te povećava trenje i miješanje smicanjem materijala ispod čela alata [37, 69]. Alat s utorima na čelu daje općenito lošiji izgled lica zavara ali bolja mehanička svojstva [70, 71]. Najčešće se izrađuje žlijeb u obliku zavojnice koja počinje na rubu tijela alata, a završava u centru (ako nema trna) ili uz trn alata. Ovakav utor poboljšava površinski tok materijala smicanjem od ruba čela alata prema sredini zavara, smanjuje povinutost rubova zavara, a također eliminira potreban nagib alata. Žlijeb izrađen u obliku zavojnice na alatu s konkavnim presjekom povećava stabilnost procesa pri većim brzinama zavarivanja. Ova vrsta žlijeba izrađena na alatima s konveksnim presjekom također povećava stabilnost procesa održavajući konstantnu dubinu zavarivanja pri manjim promjenama u visini limova koji se zavaruju pri konstantnoj sili pritiska alata na materijal [70]. Neke od najčešćih oblika utora prikazuje slika 3.13.

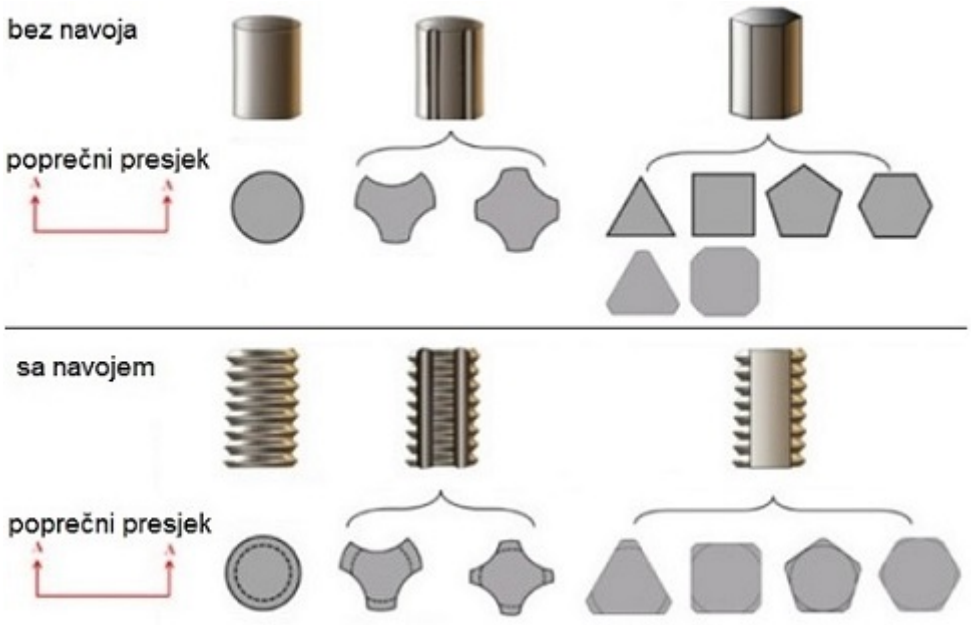


Slika 3.13. Najčešći oblici utora na čelu alata

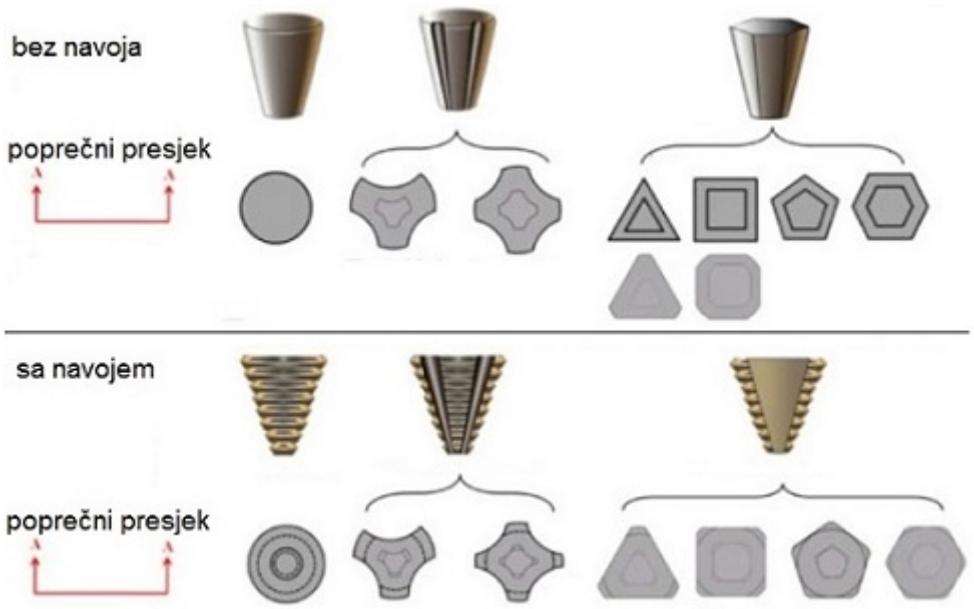
Oblik čela alata nema utjecaj na vertikalno miješanje materijala, već samo na horizontalno, u ravnini s čelom alata. Oblik čela određuje dinamiku miješanja materijala u gornjem sloju osnovnog materijala, ispod čela alata. Gustoća osnovnog materijala, njegova žilavost i prionjivost na površnu čela alata određuju debljinu sloja osnovnog materijala koji se miješa

rotacijom alata. Chen i autori [74] su u svojem radu utvrdili da debljina sloja koja se pomiče ovisi o vrsti aluminijeve legure koja se zavaruje. Za AlMg4,5Mn legure koje se očvršćuju hladnim deformiranjem debljina sloja je 50 μm, a za ljevačku leguru AlSi7Mg je 200 μm.

Alati za zavarivanje trenjem mogu imati trnove vrlo različitih oblika od jednostavnog cilindričnog trna ravnog vrha do složenih konusnih trnova sa zavojnicama i izrađenim navojima na bočnim površinama. Trn alata može biti cilindričnog ili konusnog oblika, a također i s ravnim stranicama na boku [39, 40, 69, 70 - 74,]. Poprečni presjek trna može biti kružnica, trokut, kvadrat, peterokut, šesterokut, osmerokut itd. Slika 3.14 prikazuje neke od najčešćih oblika cilindričnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini. Slika 3.15 prikazuje neke od najčešćih oblika konusnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini. Jednostavni alati s cilindričnim trnom najčešće se koriste za zavarivanje limova do 12 mm debljine, a konusni za veće debljine limova. Na trnu alata može biti izrađen navoj bilo koje vrste: metrički, cijevni, trapezni, obli, pilasti itd. Također na bočnim stranama trna alata može biti izrađeno više žljebova bilo da se radi o cilindričnom ili konusnom trnu sa ili bez urezanog navoja. Alati s navedenim oblicima izrađenim na bočnim stranama trna češće se koriste za zavarivanje mekših materijala kao što su aluminijeve legure ili legure bakra. Za zavarivanje materijala veće čvrstoće i tvrdoće obično se koriste alati s jednostavnim cilindričnim trnom koji omogućava veću trajnost alata [69, 70]. Vrh trna alata može biti ravan, zaobljen ili konusan. Zaobljen ili konusan vrh trna smanjuje potrebnu silu pritiska pri ulasku trna u materijal na početku zavaivanja, a time i povećava trajnost alata [69].



Slika 3.14. Oblici cilindričnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini [69]

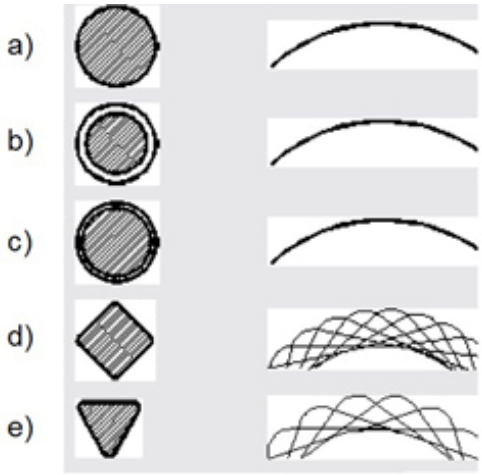


Slika 3.15. Oblici konusnih trnova sa i bez urezanog navoja na bočnoj površini [69]

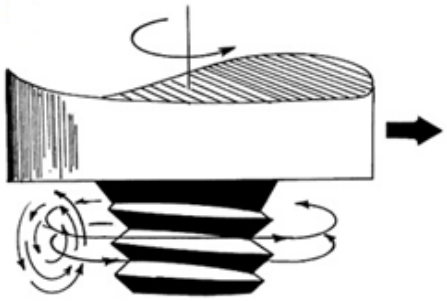
Miješanje materijala postiže se prenošenjem materijala naljepljivanjem na površinu alata ili potiskivanjem omekšanog materijala u gibanje. Utori na površini čela alata i profil trna alata određuju dinamiku miješanja, izgled poprečnog presjeka zavara, mikrostrukturu i mehanička svojstva. Trn alata s urezanim navojem, urezanim utorima ili višekutnim poprečnim presjekom stvara bolje miješanje materijala i uzrokuje dodatno razvijanje topline trenjem u omekšanom materijalu.

Razvoj alata za zavarivanje trenjem većinom je usmjeren na istraživanje utjecaja oblika alata na miješanje materijala. TWI iz Velike Britanije kao vodeći centar istraživanja ovog postupka zavarivanja razvio je i patentirao više različitih alata kao što su Twin-stir^{TM}, Skew-stir^{TM}, Whorl^{TM} , Re-stir^{TM}, Pro-stir^{TM}, MX Triflute^{TM} itd.

Slika 3.16 prikazuje dinamičke krivulje gibanja točke oboda za različite poprečne presjeke trnova alata [39]. Slika 3.17 prikazuje skicu rotacije alata i toka materijala oko alata s urezanim navojem [39].



Slika 3.16. Dinamičke krivulje gibanja točke oboda za različite poprečne presjeke trnova alata [39]



Slika 3.17. Skica rotacije alata i toka materijala oko trna alata s urezanim navojem

Oblik trna alata ima ključnu ulogu u miješanju i određuje svojstva zavarenog spoja [37, 39]. Ako poprečni presjek trna alata nije cilindričan rotacijom alata stvara se dinamička putanja omekšanog metala oko osi alata u ravnini paralelnoj s čelom alata (slika 3.16) [39]. Kvadratni i trokutasti poprečni presjeci trna alata svojim oblikom dodatno unose impulsno miješanje materijala. Kvadratni poprečni presjek trna stvara impulse od 80 Hz, a trokutasti impulse od 60 Hz pri rotaciji alata od 1200 min^{-1} [40]. Veći broj impulsa pri miješanju materijala stvara manje zrno u mikrostrukturi zavara i povećava čvrstoću i tvrdoću [39, 40]. Također povećava se i brzina gibanja omekšanog materijala u odnosu na zavarivanje s cilindričnim trnom [39].

Miješanje materijala pomoću trna alata može se odvijati naljepljivanjem i prenošenjem osnovnog materijala rotacijom oko trna ili potiskivanjem oko trna pomoću dodataka izrađenih na površini trna alata. Miješanje materijala proporcionalno je hidrostatskom tlaku u omekšanom materijalu [69]. Konusnim trnom alata povećava se hidrostatski tlak i dodirna površina. Većom dodirnom površinom između trna alata i osnovnog materijala povećava se naljepljivanje, a time i količina materijala koja se miješa naljepljivanjem. Materijal može nekoliko puta kružiti oko alata u vertikalnom i/ili horizontalnom smijeru te se na kraju deponira u metal zavara iza alata. Što materijal više kruži to će rezultirajući zavar imati sitniju mikrostrukturu bez pora i razlomljene spojeve oksida [69]. Trnovi s izrađenim dodacima na površini koriste se isključivo za zavarivanje mekših materijala kao što su aluminijske legure i legure bakra [70, 75].

Urezivanjem navoja mogu se obraditi bočne površine trna bilo da se radi o cilindričnom ili o konusnom trnu. Urezan navoj stvara i vertikalno i horizontalno miješanje nestlačivog

omekšanog materijala (slika 3.17). Smjer miješanja materijala ovisi o smjeru izrade navoja (lijevi ili desni) i također o smjeru rotacije alata. Količina materijala koji se na ovaj način miješa ovisi o brzini rotacije alata, brzini zavarivanja i koraku urezanog navoja.

Na bočnim stranama trna može biti izrađeno više žlijebova, spiralnih ili ravnih koji stvaraju i horizontalno i vertikalno miješanje istodobno. Žlijebovi mogu biti izrađeni na svim vrstama trnova alata bilo da se radi o trnu s navojem ili trnu s višekutnim poprečnim presjekom. TWI je za potrebe zavarivanja aluminijskih legura većih debljina razvio nekoliko različitih alata koji objedinjuju konusni oblik, urezan navoj ili izrađenu zavojnicu, žlijebove ili lopatice koje povećavaju miješanje. Alati Whorl^{TM} i MX Triflute^{TM} (slika 3.2) omogućavaju zavarivanje aluminijskih legura do 50 mm debljine u sučeljenom spoju u jednom prolazu [69].

3.2.7. Utjecaj dimenzija alata na miješanje materijala

Stupanj miješanja materijala, difuzija, debljina deformiranih lamela aluminija i oblik toka materijala ovise o dimenzijama alata i temperaturi koja se razvija, koja pak ovisi o pritisnoj sili pri zavarivanju [40]. Veći promjer čela alata omogućuje bolje prijanjanje alata i pomicanje većeg volumena omekšanog materijala u rotaciju oko alata, odnosno širu zonu zavarivanja. Arora i autori [72] u svojem istraživanju predložili su da optimalni promjer čela alata treba odgovarati maksimalnom momentu pri kojem se dobiva naljepljivanje materijala na čelo za zadani skup parametara zavarivanja i osnovni materijal. Ovaj pincip optimizacije isključivo je predviđen za zavarivanje aluminijskih legura. Veći promjer trna alata omogućuje veći moment pri miješanju omekšanog materijala. Pri optimizaciji promjera trna alata treba uzeti u obzir i širinu zavara koja je direktno ovisna o promjeru trna alata. Thomas i autori [73] predlažu da se pri konstruiranju alata kao utjecajni faktor u razmatranje uzme omjer između volumena miješanog materijala pri rotaciji i volumena trna alata. Navedeni omjer predstavlja odnos dinamičkog volumena prema statičkom volumenu i važan je kako bi se ostvario povoljan tok materijala. Tipični omjer za konvencionalne alate iznosi 1.1:1, za vrstu alata Whorl^{TM} omjer iznosi 1.8:1, a za MX Triflute^{TM} 2.6:1 [73]. Što je omjer veći u metalu zavara će biti manje pora, a spojevi oksida će biti usitnjeni i dispergirani radi povećanog miješanja materijala [69].

3.3. Zavarljivost materijala postupkom zavarivanja trenjem rotirajućim alatom

Postupak zavarivanja trenjem rotirajućim alatom prvotno je bio namijenjen isključivo za zavarivanje aluminijevih legura. Ispitivanjima i saznanjima o mogućnostima postupka, te razvojem alata stvorena je osnova i za zavarivanje raznorodnih metala. U dosadašnjim

istraživanjima ispitivano je zavarivanje aluminijevih legura s nehrđajućim čelicima [91 - 93], aluminijevih legura s niskougljičnim čelicima [80 - 85], te aluminijevih legura s visokočvrstim čelicima [86, 87]. Također je ispitivano zavarivanje aluminijevih legura s legurama bakra ili čistim bakrom [88 - 90], zavarivanje aluminijevih i magnezijevih legura [79, 91, 92], te magnezijevih legura i čelika [69, 93, 94]. Za potrebe zavarivanja nehrđajućih čelika, čelika povišene čvrstoće i ultra čvrstih čelika razvijeni su alati koji mogu podnijeti povećano toplinsko opterećenje. Takvi alati izrađuju se od polikristalnog borovog nitrida s kubičnom rešetkom [70, 95, 96], legura na osnovi nikla i kobalta [69], legura na osnovi volframa ili volfram karbida, sinteriranog titan karbida ili legura na osnovi molibdena [70]. Ovi alati znatno su skuplji od alata koji se koriste za zavarivanje aluminijevih legura izrađenih od alatnih čelika ili čelika za poboljšavanje.

Spajanje istih ili različitih aluminijevih legura ipak se zadržalo kao najčešća primjena ovog postupka. Kemijski sastav aluminijeve legure određuje mogući mehanizam očvrsnuća te utjecaj zagrijavanja i deformiranja pri zvarivanju trenjem rotirajućim alatom. Stanje toplinske obrađenosti aluminijeve legure određuje početnu mikrostrukturu prije zavarivanja koja može imati značajan utjecaj na konačnu mikrostrukturu posebno u zoni utjecaja topline [31]. Kako su u primjeni najčešće aluminijeve legure iz skupine 6xxx legirane s magnezijem i silicijem tako su i u istraživanjima vrlo česte kombinacije različitih legura iz ove skupine. Ove legure otporne su na koroziju, pogodne su za zavarivanje, anodizaciju i poliranje [97]. Vlačna čvrstoća je do 330 MPa, umjetnim dozrijevanjem $R_{p0,2}$ je oko 240 MPa, a prirodnim dozrijevanjem $R_{p0,2}$ je oko 110 MPa [97]. Precipitacijski očvrstive legure koriste se radi povoljnog omjera čvrstoće i gustoće. Legura EN AW-6082 ima najveću čvrstoću od svih legura iz skupine 6xxx. Najčešće se proizvodi u obliku limova i traka. Magnezij kao legirni element povećava duktilnost i žilavost jer se njime kontrolira rast zrna u mikrostrukturi, također poboljšava očvrsnuće deformacijom [97 - 99]. Konstituent očvrsnuća je magnezijev silicid Mg_2Si. Udio magnezija i silicija pojedinačno nije veći od 1 % [99].

U istraživanju Moreira i autori [44] opisanom u poglavlju 3.2.2. zavarivane su aluminijeve legure EN AW-6061-T6 i EN AW-6082-T6 debljine 3 mm u sučeljenom spoju zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom. Statičkim vlačnim pokusom na uzorcima izrezanim iz zavara utvrđeno je da zavar ovih dviju legura ima vlačnu čvrstoću R_m i modul elastičnosti E približno jednake kao i kod pojedinačnog zavarivanja svake legure zasebno [44]. Početna deformacija nastaje na prijelazu iz termomehanički obrađene zone u zonu utjecaja topline na strani legure EN AW-6082-T6. Mjerenjem mikrotvrdoće također je uočen i značajan pad tvrdoće u prethodno navedenom području, u odnosu na tvrdoću osnovnog materijala. Manja tvrdoća i

čvrstoća u metalu zavara rezultat je gubitka mehaničkih svojstava pri zavarivanju karakterističnih za T6 toplinski obrađeno stanje.

U aluminijskim legurama kao što su EN AW-6082 i EN AW-6061 glavni mehanizam očvrsnuća je precipitat β″ - Mg_5Si_6 koji je stabilan pri temperaturama nižim od 200 °C [44]. Pri postupku zavarivanja trenjem rotirajućim alatom temperatura u termomehanički obrađenoj zoni raste iznad 250 °C pri čemu se ovaj precipitat brzo otapa. Precipitat β′ - $Mg_{1.7}Si$ lakše nastaje od β″ - Mg_5Si_6, te mu je postojanje uočeno u zoni utjecaja topline zbog sporijeg ohlađivanja [44]. Međutim ovaj precipitat ima značajno manji utjecaj na povećanje čvrstoće i djeluje kao mjesto nukleacije ostalih precipitata. Vrijeme za precipitacijsko očvrsnuće u metalu zavar je kratko te nastaje samo manji udio β′ - $Mg_{1.7}Si$.

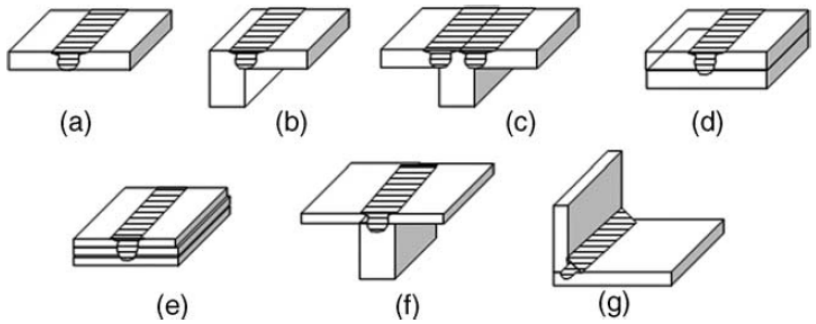
U poglavlju 3.2.2. opisano je istraživanje Patila i Somana [45] koji su dokazali da pri zavarivanju aluminijskih legura EN AW-6082-T6 i EN AW-6061-T6 mehanička svojstva ovise i o položaju limova u spoju. Dokazano je da manju vlačnu čvrstoću ima strana zavara s legurom EN AW-6061-T6 na potiskivanoj strani pri zavarivanju. Budući da legure EN AW-6082 i EN AW-6061 imaju slične kemijske sastave također imaju i slična toplinska svojstva [66].

U istraživanju koje su proveli Baratzadeh i autori [100] zavarivane su aluminijeve legure EN AW-6082-T6 i EN AW-6063-T6 debljine 3,5 mm. Parametri zavarivanja iznosili su: brzina rotacije alata ω = 1000 min^{-1}, brzina zavarivanja v = 317 mm/min i kut nagiba alata α_A = 1°. Slika 3.18 prikazuje alat posebno profiliran i izrađen u ovom istraživanju. Promjer čela alata je 10,16 mm, a dužina trna 3,25 mm. Legura EN AW-6082-T6 postavljena je na potiskivanu stranu u spoju. Vlačna čvrstoća zavarenog spoja nakon prirodnog starenja iznosila je 192,4 MPa, dok je vlačna čvrstoća korištene legure EN AW-6063-T6 iznosi 207 MPa. Legura EN AW-6082-T6 ima vlačnu čvrstoću 290 MPa [100].

Slika 3.18. Alat korišten za zavarivanje aluminijevih legura EN AW-6082-T6 i EN AW-6063-T6 debljine 3.5 mm [100]

3.4. Oblikovanje spojeva za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom

Sučeljeni i preklopni spojevi najčešći su oblici spojeva pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom [37]. Ovaj postupak upravo je i osmišljen za sučeljeno zavarivanje aluminijevih legura. Pri postavljanju limova u sučeljeni i preklopni spoj ispod limova, na mjestu zavarivanja, postavlja se podložna ploča koja sprečava izmicanje omekšanog materijala, te omogućuje hidrostatski pritisak pri miješanju materijala u spoj. Pravilnim stezanjem limova važno je onemogućiti njihovo gibanje u svim smjerovima. U sučeljenom spoju mogu biti postavljeni i limovi različitih debljina, ali u tom slučaju ispod tanjeg lima treba biti postavljena podložna ploča koja izjednačava gornje ravnine obaju limova što omogućuje jednak pritisak čela alata na oba lima. Mogu biti oblikovane i mnoge druge konfiguracije spoja, a pri svakoj se spajanje svodi na sučeljeni ili preklopni spoj (slika 3.19). Ovi oblici spojeva također su opisani u normi HRN EN ISO 25239-2:2012 „Zavarivanje trenjem uz miješanje – Aluminij 2 dio: Oblikovanje zavarenih spojeva“ [101]. U svakoj od konfiguracija važno je spriječiti progib limova ispod čela alata koje može nastati uslijed pritiska alata. Pri oblikovanju spojeva također je potrebno voditi računa o jednakom ili približno jednakom odvođenju topline na obje strane od mjesta zavarivanja. Ako se s jedne strane sučeljenog spoja nalazi materijal manjeg volumena koji zadržava toplinu, u zavarenom spoju mogu nastati pogreške kao rezultat neravnomjernog odvođenja topline.



Slika 3.19. Oblikovanje spojeva za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [37]:

a) sučeljeni spoj;
b) rubni sučeljeni spoj;
c) T – sučeljeni spoj;
d) preklopni spoj;
e) višestruki preklopni spoj;
f) T-spoj;
g) kutni spoj.

3.5. Nepravilnosti u spojevima zavarenim trenjem rotirajućim alatom

Nepravilnosti u zavarima dobivenim zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom mogu biti različitih oblika, veličina i orijentacije, te se bitno razlikuju od nepravilnosti nastalih u elektrolučnim postupcima zavarivanja. Ako se ovaj proces izvodi pravocrtno konstantnom brzinom po određenoj liniji spajanja i nastale nepravilnosti biti će orijentirane u smjeru spajanja [102]. Nepravilnosti se mogu podijeliti na uključke, volumetrijske i laminarne nepravilnosti te također na unutarnje i vanjske nepravilnosti [102]. Prema normi HRN EN ISO 6520-2:2013 „Zavarivanje i srodni procesi - Razredba geometrijskih nepravilnosti u metalnim materijalima - 2. dio: Zavarivanje pritiskom“ nepravilnosti su razvrstane u šest skupina:

1. P1 – pukotine,
2. P2 – šupljine,
3. P3 – čvrsti uključci,
4. P4 – naljepljivanje,
5. P5 – nepravilnost oblika zavara,
6. P6 – svaka druga nepravilnost koja nije uključena u skupinu od P1 do P5 [102].

Neke od najčešćih nepravilnosti nastalih zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom su: prekomjerno istiskivanje materijala, prekomjerno udubljenje lica zavara, uključci uslijed trošenja alata, ostali uključci, crvolike pore, pukotine, šupljine, nedostatak spajanja i nedostatak protaljivanja [35].

Prekomjerno istiskivanje materijala i prekomjerno udubljene lica zavara nepravilnosti su koje se lako uočavaju vizualnim pregledom lica zavara te prije svega govore o pravilnom odabiru oblika alata, brzine rotacije i dubine penetracije alata. Prekomjerno istiskivanje materijala nastaje pomicanjem materijala ispod čela alata u stranu prema osnovnom materijalu te također rezultira prekomjernim udubljenjem lica zavara [35]. U većini slučajeva ova nepravilnost ne mora predstavljati značajnu pogrešku osim ako se radi o značajnom smanjenju površine poprečnog presjeka na mjestu spoja. Pomoću količine istisnutog materijala može se jednostavno vizualno odrediti da li je postignuta dovoljna dubina penetracije alata u materijal. Ako je količina istisnutog materijala prekomjerna treba smanjiti dubinu penetracije alata. Brušenjem lica zavara može se ispraviti prekomjerno istiskivanje materijala ali se ne može ispraviti prekomjerno udubljenje lica zavara. Slika 3.20 prikazuje prekomjerno istiskivanje materijala nastalo zbog prevelike dubine penetracije čela alata.

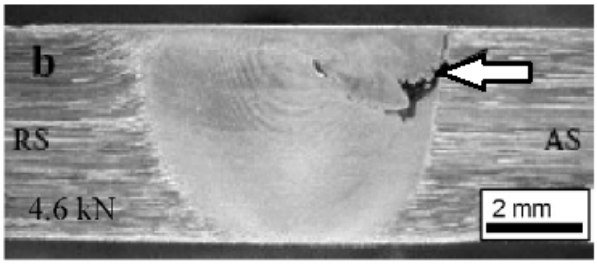
Pri zavarivanju metala koji na površini imaju oksidni sloj čestice oksidnog sloja mogu ostati djelomično raspršene i usitnjene u metalu zavara [35]. Navedene čestice u makro presjeku

stvaraju vidljiv trag prethodnog dodirnog područja. Oblik vidljivog traga posljedica je geometrije alata, brzine rotacije alata i brzine zavarivanja. Mnogi autori navode da vidljiv trag čestica oksida ne predstavlja smanjenje mehaničkih svojstava zavarenog spoja [35]. Također je bitno prepoznati razliku između ove pojave u metalu zavara i nedostatka spajanja odnosno naljepljivanja.

Nepravilnosti u korijenu su pukotine prisutne na naličju zavara. Ovakve nepravilnosti teško se uočavaju nerazornim ispitivanjima jer su vrlo male širine [35]. Nedostatak penetracije, nedostatak spajanja i naljepljivanje u korijenu nastaje zbog prekomjernog razmaka između vrha trna alata i donje površine limova, nepravilnog poravnavanja limova u spoju ili nedovoljnog miješanja materijala u korijenu zavara. Nedostatak penetracije i naljepljivanje upućuju na to da postoji dio spoja koji nije adekvatno termomehanički obrađen. Ovisno o položaju i opsegu nedostatak penetracije i naljepljivanje mogu imati značajan utjecaj na mehanička svojstva zavarenog spoja [35]. Opseg navedenih nepravilnosti određen je visinom, širinom i dužinom, te stupnjem vezivanja [35].

Crvolike pore su pojedinačne šupljine koje se protežu uz liniju spoja i nastaju zbog nepravilnog odabira parametara zavarivanja. Nedovoljna sila pritiska alata na materijal, prevelika brzina zavarivanja, neprikladan oblik alata ili istrošen alat neki su od uzroka nastanka cvolikih pora karakterističnih upravo za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom. Ovakve nepravilnosti mogu se protezati unutar metala zavara a također i izići na površinu što se prepoznaje po površinskim porama raspoređenim po pravcu uz liniju spajanja. Površina poprečnog presjeka crvolike pore obrnuto je proporcionalna s mehaničkim svojstvima zavarenog spoja [35]. Slika 3.21 prikazuje crvoliku poru u zavaru [48].

Slika 3.20. Primjer zavara s prekomjernim istiskivanjem materijala

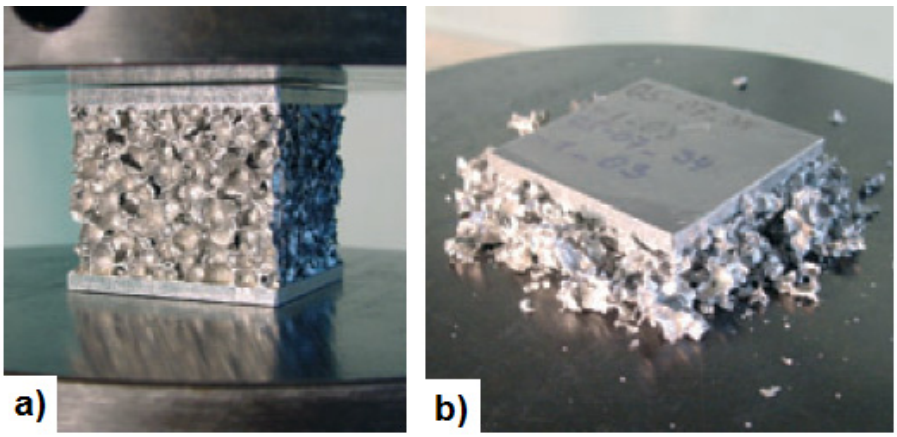


Slika 3.21. Crvolika pora [48]

4. PREGLED I ANALIZA DOSADAŠNJIH ISTRAŽIVANJA ISPITIVANJA I ZAVARIVANJA ALUMINIJSKIH PJENA I SENDVIČ PANELA

4.1. Ispitivanje mehaničkih svojstava aluminijskih sendvič panela

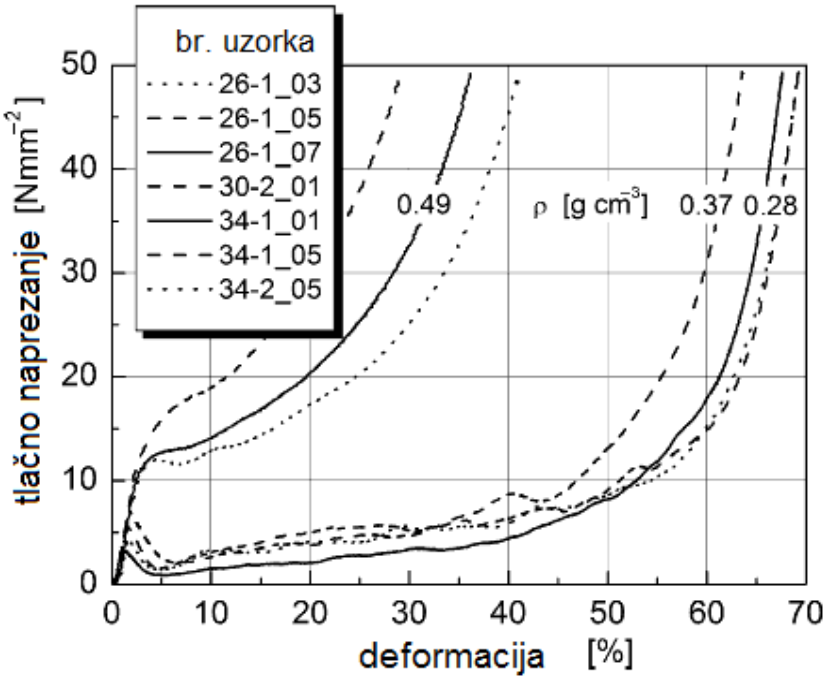
U istraživanju koje su proveli Vogel i autori [103] izveden je statički tlačni pokus, savojno ispitivanje i smično ispitivanje na aluminijskim sendvič panelima građenim od vanjskog lima aluminijeve legure EN AW-6060 debljine 3 mm i jezgre od aluminijske pjene AlSi6Cu6. Ispitivani paneli bili su različitih debljina: 26, 30 i 34 mm. Statički tlačni pokus proveden je prema normi DIN 53 291, te su pripremljeni uzorci dimenzija 40 × 40 mm [103]. Sabijanje je mjereno preko integriranog induktivnog pretvornika pomaka. Kontrolirano opterećenje iznosilo je od prosječnog 5 mm/min do maksimalnog 200 mm/min. Ispitivanje je prekinuto pri najvećem opterećenju od 80 kN. Slika 4.1 prikazuje statički tlačni pokus na navedenom panelu debljine 34 mm. Slika 4.2 prikazuje dijagram tlačno naprezanje – deformacija za različite debljine uzoraka.



Slika 4.1. Statički tlačni pokus aluminijskog sendvič panela debljine 34 mm [103]:

a) prije početka ispitivanja,

b) deformirani aluminijski sendvič panel nakon ispitivanja.

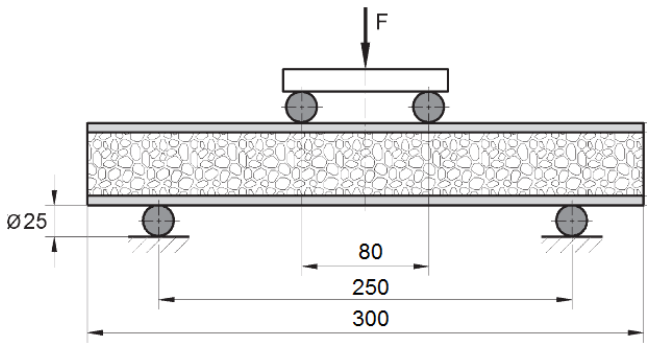


Slika 4.2. Dijagram tlačno naprezanje – deformacija za uzorke izrađene iz aluminiskih sendvič panela [103]

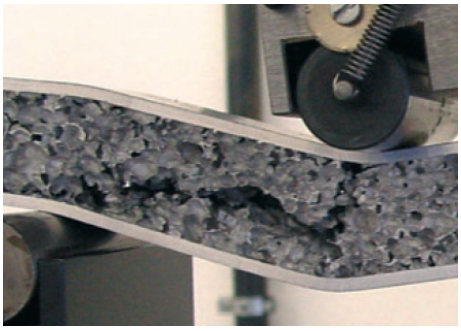
Prve dvije znamenke u oznaci uzorka predstavljaju debljinu aluminijskog sendvič panela iz kojeg je uzorak izrađen. Za svaki uzorak krivulja tlačno naprezanje – deformacija započinje s kratkim elastičnim područjem koje traje samo do oko 3 % deformacije [103]. Kada lokalno naprezanje dosegne granicu razvlačenja stijenki ćelija σ_{ys} unutar aluminijske pjene započinje plastična deformacija koja napreduje povećanjem tlačnog naprezanja. Savijanje svih rubova ćelija i stijenki ćelija izraženije je vidljivo na mjestima manje gustoće (većih pora) unutar aluminijske pjene [103]. Okomito na smjer naprezanja unutar aluminijske pjene nastaje nejednolika deformacija uslijed prekidanja i deformiranja stijenki ćelija. Navedeno dovodi to produženog područja Plateauove deformacije, pri kojem se stijenke ćelija deformiraju uz minimalnu promjenu tlačnog opterećenja. Nakon toga slijedi porast tlačnog naprezanja pri kojemu se potpuno sabijaju deformirane ćelije. Ovakvo ponašanje aluminijskih pjena već je prethodno objašnjeno komentarom ispod slike 2.6.

U istom istraživanju za smično ispitivanje iz panela debljine 34 mm izrezani su uzorci dimenzija 200 × 50 mm prema normi DIN 53 294 [103]. Na aluminijski lim svakog uzorka zalijepljene su čelične ploče te je provedeno ispitivanje opisano u poglavlju 2.1.3.5. s razlikom da je opterećenje na zalijepljene ploče bilo jednoosno tlačno. Prijelom svake epruvete proteže se približno dijagonalno kroz aluminijski sendvič panel unutar jezgre. Izračunata prosječna vrijednost modula smičnosti je $\overline{G_{pl}}$= 505 MPa [103].

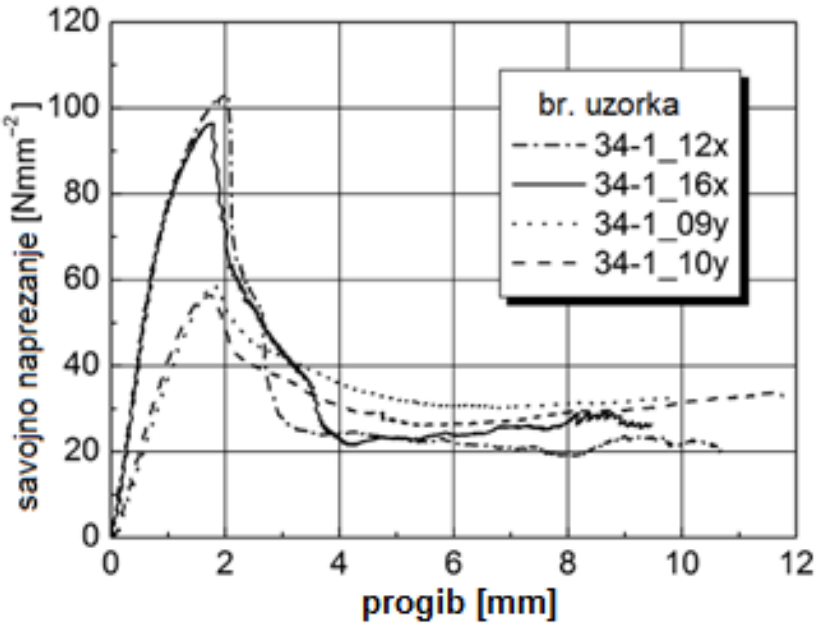
Prema preporukama norme DIN 53 293 provedeno je savojno ispitivanje u četri točke prema skici na slici 4.3. Uzorci aluminijskih sendvič panela izrezani su na dimenzije 300 × 40 mm. Slika 4.4 prikazuje deformaciju unutar aluminijske pjene. Dijagram savojno naprezanje – progib za uzorke debljine 34 mm prikazuje slika 4.5. Uzorci orijentirani okomito na smjer valjanja (označeni sa x) postižu gotovo dvostruko veće vrijednosti savojne granice razvlačenja od uzoraka orijentiranih u smjeru valjanja (označeni s y).



Slika 4.3. Skica stanja opterećenja uzorka u savojnom ispitivanju u 4 točke [103]

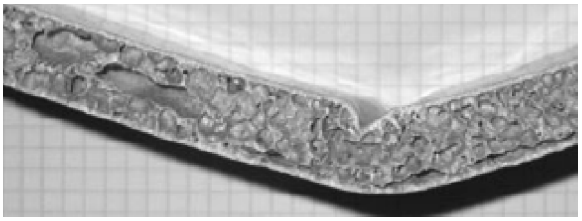


Slika 4.4. Deformacija unutar aluminijske pjene [103]

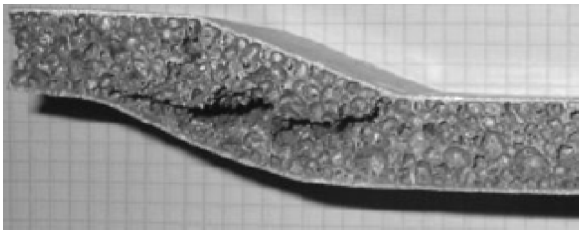


Slika 4.5. Dijagram savojno naprezanje – progib za aluminijske sendvič panele debljine 34 mm [103]

Kada se postigne kritični moment naprezanja uočavaju se dvije vrste značajne deformacije u uzorcima: a) savijanje gornjeg lima panela u blizini donjeg oslonca, b) prijelom u aluminijskoj pjeni između donjeg oslonca i tlačnog valjka (slike 4.6 i 4.7). Jednake deformacije uočene su u ispitivanju koje su proveli Lehmhus i autori [104] na uzorcima izrezanim iz aluminijskog sendvič panela građeni od aluminijske pjene AlSi6Cu6 debljine 16,5 mm i vanjskih limova aluminijeve legure EN AW-6060 debljine 0,8 mm.

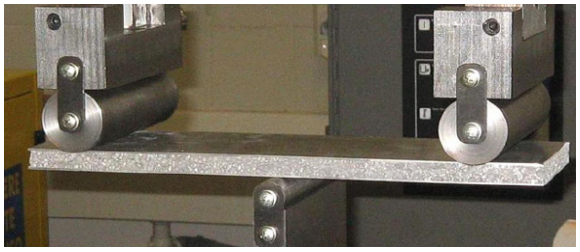


Slika 4.6. Savijanje gornjeg lima panela [104]



Slika 4.7. Prijelom u aluminijskoj pjeni između donjeg oslonca i tlačnog valjka [104]

U istraživanju koje su proveli D´Urso i autori [105] savijanjem u tri točke ispitivani su (slika 4.8) aluminijski sendvič paneli tvrtke Alulight građeni od vanjskog lima aluminijeve legure EN AW-6082 debljine 1 mm i aluminijske pjene AlMg3Si6 tri različite debljine 11, 13 i 26 mm [105]. Ispitni uzorci bili su dimenzija 320 × 85 mm. Promjenjive vrijednosti bile su razmak između pritisnih valjaka (180 i 250 mm), te promjer pritisnih valjaka (20, 40 i 60 mm). Pri normalnom naprezanju na savijanje deformacija se odvija u sredini uzorka, tj. u području najvećeg tlačnog opterećenja (slika 4.9).

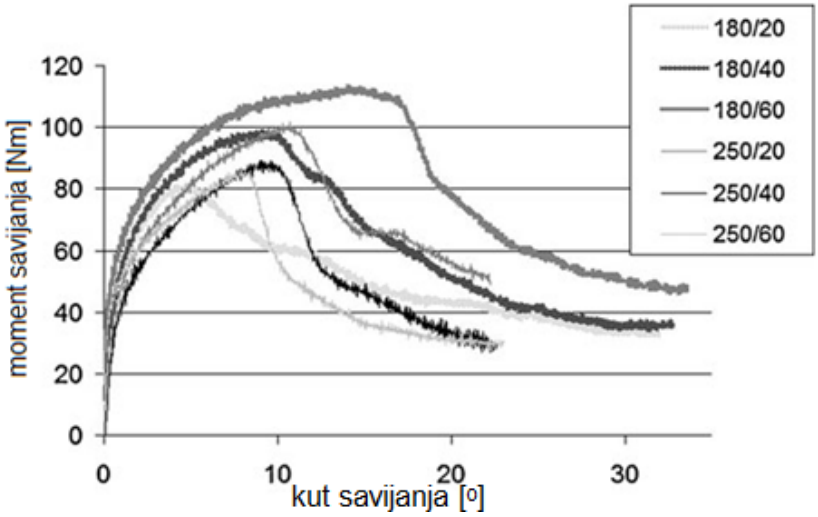


Slika 4.8. Uzorak postavljen za ispitivanje savijanjem u tri točke [105]

Slika 4.9. Deformacija uzorka nakon ispitivanja [105]

Deformacija se generira savijanjem i lomljenjem stijenki ćelija, te također deformiranjem vanjskog lima koji pri tlačnom opterećenju više nema potporu aluminijske pjene. Deformacija je koncentrirana u točno određenom području i usko povezana s nestabilnosti oslonjene strane

panela. Od početka nastanka ovakve deformacije uzorak se nastavlja savijati sve do kuta od 90°. Dokazano je da se pri ovakvoj deformaciji u panelima postižu najveće vrijednosti naprezanja na savijanje pri navedenom ispitivanju. Svi ostali oblici deformacije postigli su niže vrijednosti naprezanja na savijanje. Koristeći geometrijske odnose izrađene su krivulje ovisnosti kuta savijanja uzorka o momentu savijanja (slika 4.10.). Na slici 4.10 legenda prikazuje razmak između pritisnih valjaka (180 i 250 mm) te promjere pritisnih valjaka (20, 40 i 60 mm) koji su korišteni pri ispitivanjima.

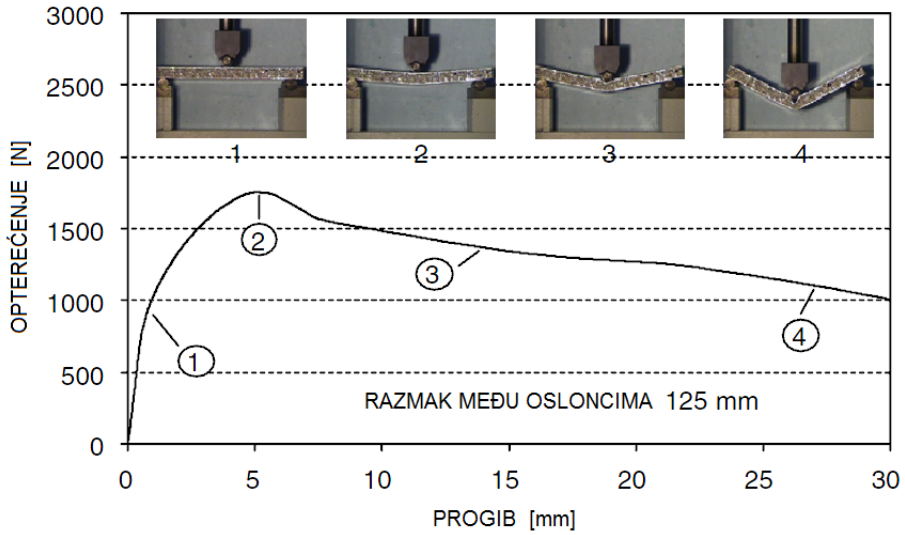


Slika 4.10. Dijagram moment savijanja – kut savijanja za različita stanja ispitivanja aluminijskih sendvič panela [105]

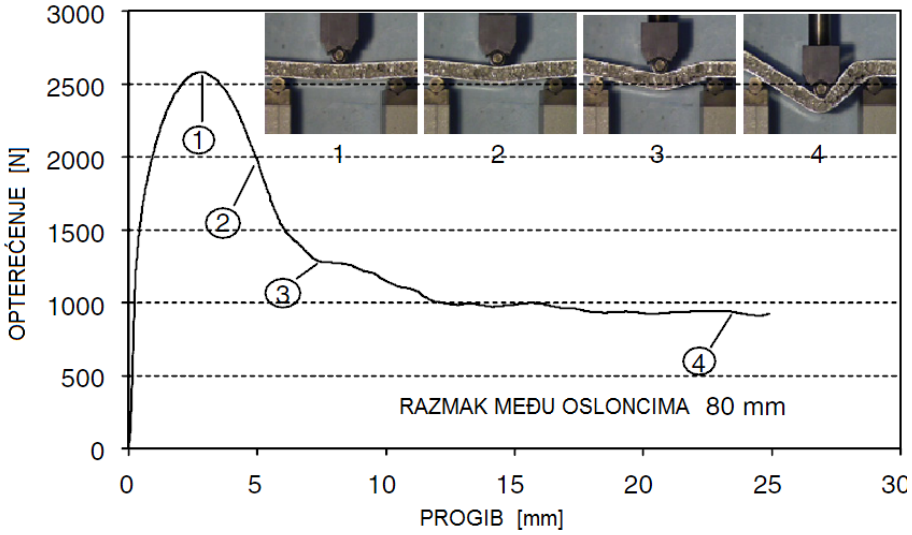
U istraživanju koje su proveli Crupi i autori [106] ispitivani su aluminijski sendvič paneli tvrtke Schunk građeni od vanjskog lima aluminijeve legure EN AW-3103 debljine 1 mm i aluminijske pjene AlSi7 debljine 10 mm [106]. Izračunata je prosječna gustoća panela 0,87 $\pm$ 0,04 g/cm^3, te prosječna gustoća aluminijske pjene 0,45 g/cm^3. Iz panela su izrezani uzorci dimenzija 150 × 50 mm koji su podvrgnuti trotočkastom savijanju. Razmak između oslonaca bio je promjenjiva vrijednost (135, 125, 110, 100, 90, 80, 70 i 55 mm). Budući da su uzorci ispitivani pri promjenjivim razmacima između valjaka apsorbirana energija je mjerena pri kutu savijanja θ = 17°. Izrađeni su dijagrami ovisnosti progiba o narinutom opterećenju (slike 2.27 i 2.28). U dijagramu na slici 4.11 označena su područja:

1. elastično, približno linearno područje;
2. područje najvećeg opterećenja nakon kojeg se uz plastičnu deformaciju opterećenje smanjuje;
3. apsorpcija energije uz nastanak prve značajne deformacije;
4. apsorpcija energije uz nastanak druge značajne deformacije.

Suženjem razmaka između oslonaca na 80 mm (slika 4.12) uzorak iz istog sendvič panela može izdržati i do 50 % više opterećenja uz jednak progib. Linearno elastično područje je znatno duže, ali se prekida pri manjem progibu. Utvrđeno je da je najveći dopušteni razmak među osloncima 90 mm i pri takvom razmaku događa se značajna apsorpcija energije savijanja.



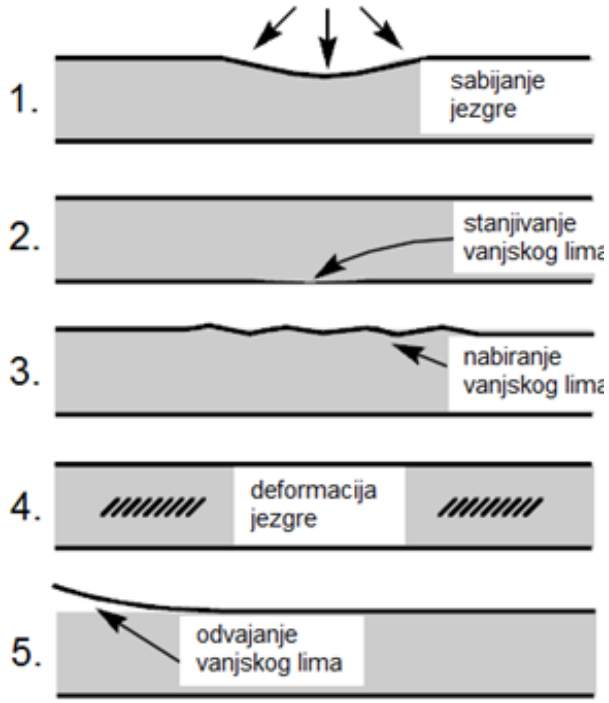
Slika 4.11. Dijagram opterećenje – progib pri ispitivanju aluminijskog sendvič panela savijanjem u tri točke s razmakom između oslonaca 125 mm [106]



Slika 4.12. Dijagram opterećenje – progib pri ispitivanju aluminijskog sendvič panela savijanjem u tri točke s razmakom između oslonaca 80 mm [106]

Ashby i autori [5] dali su pregled deformacija koje nastaju savijanjem aluminijskih sendvič panela oslonjenih na dva oslonca (slika 4.13). Pri ispitivanju savijanjem u tri točke narinuti

moment rezultira zakrivljenošću vanjskih limova te se dalje apsorbira u deformaciji jezgre. Ispitivanje savijanjem na dva oslonca može rezultirati: 1) sabijanjem jezgre unutar panela, 2) stanjivanjem vanjskog lima ukoliko je direktno tlačno ili vlačno opterećen, 3) lokalnim nabiranjem vanjskog lima na mjestu tlačnog opterećenja ili na mjestu oslonaca, 4) deformacijom unutar jezgre koja je u većini slučajeva smična, 5) smičnim odvajanjem vanjskog lima od jezgre [5]. Uzorak mora biti pravilno oblikovan kako bi se uočila točno ona deformacija do koje stvarno dolazi pri opterećenju. Veći razmak između oslonaca rezultira većim vlačnim opterećenjem u vanjskom limu [5]. Suprotno tome uži razmak između oslonaca dovodi do deformacije unutar jezgre ili odljepljivanja lima od jezgre te lokalizira opterećenje na mjestima oslonaca i/ili pritisnih točki uz pretpostavku da je vanjski lim dovoljne debljine da izdrži moment savijanja.

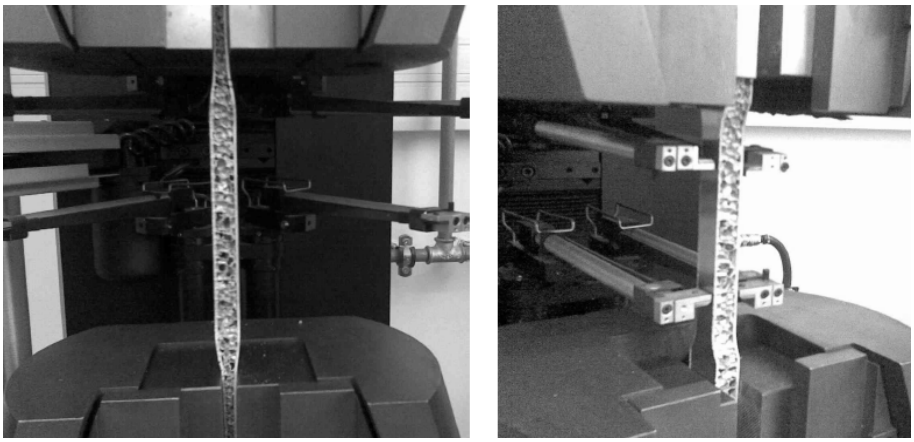


Slika 4.13. Oblici deformacija pri opterećenju na savijanje aluminijskih sendvič panela [5]

Crupi i autori [106] su zaključili da savojna krutost Schunk aluminijskih sendvič panela (koji su proizvedeni ekstruzijom, te imaju metalnu vezu između vanjskog lima i jezgre) ne ovisi o obliku deformacije koja nastaje savijanjem.

Mata i autori [107] proveli su statički vlačni pokus s epruvetama izrezanim iz vanjskog lima panela sastavljenog od vanjskog lima aluminijeve legure EN AW-5754 debljine 1 mm i jezgre od Alporas aluminijske pjene (AlCa1,5Ti1,5) debljine 8 mm [107]. Veza između vanjskih limova i aluminijske pjene postignuta je lijepljenjem, te je bilo moguće odvojiti slojeve.

Epruvete iz vanjskog lima izrezane su prema normi ASTM E8M-04 [107]. Aluminijska pjena ispitivana je statičkim tlačnim pokusom, te je pokazala uobičajeno ponašanje već prethodno opisano u poglavlju 2.1.3.3. Ovakvo pojedinačno ispitivanje slojeva osmišljeno je radi problema koji nastaju pri statičkom vlačnom pokusu epruveta izrađenih iz aluminijskog sendvič panela. Naime Mata i autori. prethodno su proveli ispitivanje [108] pri kojemu se aluminijski sendvič panel deformirao u čeljustima kidalice pri statičkom vlačnom pokusu (slika 4.14). Čeljusti kidalice pritišću vanjski lim koji se zajedno s jezgrom nejednoliko sabija te dolazi do višeosnog stanja naprezanja u epruveti što sprečava ispravan tijek ispitivanja [108].



Slika 4.14. Statički vlačni pokus na epruvetama izrađenim od aluminijskog sendvič panela [108]

4.2. Spajanje aluminijskih pjena i aluminijskih sendvič panela

Porozna struktura aluminijske pjene znatno otežava postupak spajanja. Tehnologije koje se najčešće koriste za spajanje su vijčano spajanje, lijepljenje, lemljenje i zavarivanje.

Bilo koja metoda koja se koristi za spajanje aluminijskih pjena i aluminijskih sendvič panela mora ispuniti dva osnovna uvjeta. Prvi uvjet je da temperatura pri spajanju mora biti niža od temperature taljenja aluminijske pjene. Ako postupak spajanja dovodi do taljenja onda se taljenje mora ograničiti na usku zonu oko spoja i dovoljno plitku zonu da se ne dogodi urušavanje ćelijaste strukture. Drugi uvjet određuje da pri spajanju pritisna sila po jedinici površine mora biti manja od najveće dozvoljene tlačne čvrstoće aluminijske pjene kako nebi došlo do deformiranja ćelijaste strukture.

4.2.1. Lijepljenje

Lijepljenje aluminijskih pjena moguće je svim vrstama ljepila namijenjenim za lijepljenje metala ili poroznih materijala. Čvrstoća ljepila može biti i veća od čvrstoće aluminijske pjene. Kao ljepila se najčešće rabe standardna epoksidna ljepila premda se mogu koristiti i poliuretanska ili polipropilenska ljepila. Lom konstrukcije zalijepljene epoksidnim ljepilom često se događa unutar aluminijske pjene pored mjesta spajanja, zbog toga što je čvrstoća skrutnutog epoksidnog ljepila veća od čvrstoće aluminijske pjene [5, 109, 110]. Lijepljenje kao tehnologija spajanja aluminijskih pjena ima i negativnih svojstava:

- neotpornosti na visoke temperature,
- kraći vijek trajanja zbog starenja ljepila,
- stvaranje električne izolacije u spoju,
- povećanje toplinske izolacije u spoju,
- veća potrošnja ljepila zbog ispunjavanja ćelija pri lijepljenju pjena bez površinske kore. [1, 5, 110]

4.2.2. Lemljenje

Glavni problem prilikom lemljenja je vrlo tanak sloj Al_2O_3 na svim površinama aluminija i njegovih legura. Prije lemljenja nužno je uklanjanje sloja oksida i svih nečistoća s površina koje se povezuju, kako bi se mogle ostvariti adhezijske sile. Uklanjanje sloja oksida unutar pora moguće je izvesti samo pomoću talila. U slučaju korištenja talila unutar pora može doći do zaostajanja talila koje kasnije može uzrokovati koroziju oko zalemljenog spoja [5, 109]. Kao dodatni materijal za lemljenje aluminijskih pjena koriste se lemovi: Sn90Zn (talište 250 °C), Cd82Zn (talište 300 °C), Sn70Zn (talište 350 °C) i Zn90Sn (talište 420 °C) [109]. Jedna od pogodnih tehnologija lemljenja aluminijskih pjena je S-bond tehnologija, odnosno lem koji se koristi bez talila razvijen u tvrtki Euromat. Ovaj lem kemijskog sastava SnAg4Ti4 ima talište u rasponu 220°C - 229°C [111]. Čišćenje oksida odvija se pomoću sitnih čestica koje plivaju u rastaljenom lemu i strużu povšine aluminijske pjene u kontaktu s lemom. Zbog prekrivenosti površine aluminijske pjene s rastaljenim lemom nije moguća daljnja oksidacija.

4.2.3. Zavarivanje

Glavni problem prilikom elektrolučnog zavarivanja aluminijskih pjena i panela je urušavanje ćelijaste strukture do kojeg dolazi radi prijelaza čvrste faze u tekuću nakon što je mjesto zavarivanja izloženo prekomjernom unosu topline. Pri ohlađivanju tekuća faza prelazi u krutu

koja više nije istih svojstava kao prethodna kruta aluminijska pjena. Pri zavarivanju unos topline treba biti kontroliran i što manji kako bi se, što je više moguće, zadržala kompaktna ćelijasta struktura, a zona staljivanja bila što uža.

Upotreba konvencionalnih tehnologija zavarivanja kao što su MIG i TIG zavarivanje ne jamči uspješno zavarivanje aluminijskih pjena niti dobra svojstva zavara. Zbog prevelikog unosa topline i široke zone utjecaja topline dolazi do taljenja stijenki ćelija i slijeganja taline što konačno dovodi do značajnog urušavanja ćelijaste strukture. Pri sučeljenom zavarivanju aluminijske pjene TIG postupkom s prekursorom kao dodatnim materijalom, širina električnog luka je prevelika te je dovođenje topline prekomjerno. Isto dovodi do prekomjernog taljenja rubova ploča, pa čak i do mjestimičnog izgaranja aluminija na mjestima gdje su stijenke ćelija vrlo tanke. Slika 4.15 prikazuje urušavanje ćelijaste strukture kao rezultat prekomjernog dovođenja topline TIG zavarivanjem. Kao postupci zavarivanja aluminijskih pjena mogu se uspješno primjeniti:

- Lasersko zavarivanje,
- Ultrazvučno zavarivanje,
- Difuzijsko zavarivanje,

Slika 4.15 Urušavanje ćelijaste strukture kao rezultat prekomjernog dovođenja topline TIG zavarivanjem.

Konvencionalne tehnologije zavarivanja MIG i TIG mogu se koristiti pri zavarivanju vanjskih limova aluminijskih sendvič panela kao i lasersko zavarivanje i zavarivanje trenjem rotirajućim alatom.

4.2.3.1. Lasersko zavarivanje aluminijskih pjena i sendvuč panela

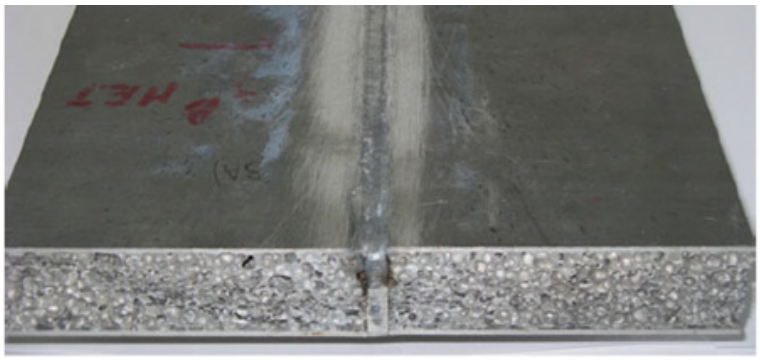
Aluminijske pjene uspješno su zavarivane laserskim zavarivanjem u nekoliko prethodnih istraživanja [111 - 113]. Pri zavarivanju dovođenje topline potrebne za taljenje uspješno je

uravnoteženo s odvođenjem topline kroz metalnu pjenu. Kontoliran unos topline rezultira uskom linijom staljivanja i minimalnim deformiranjem ćelija oko linije staljivanja.

U istraživanju koje su proveli Haferkamp i autori [113] zavarivane su aluminijske pjene AlMgSi1, AlSi7, AlSi12 sa zatvorenim porama te također sendvič paneli s jezgrom AlSi7 i vanjskim limom aluminijeve legure AlMn1 debljine 1mm. Zavarivanje je provedeno Nd:YAG laserom snage 4 kW i CO_2 laserom snage 6 kW. Zaključeno je da se Nd:YAG laserom može se ostvariti bolje protaljivanje (potrebno je 35 % manje energije za istu debljinu ploče) zbog veće apsorpcije laserske zrake [113]. Zadovoljavajući zavari mogu se izvesti na aluminijskim pjenama s donjom granicom gustoće od 0,5 g/cm^3. Zavarivanjem s dodatnim materijalom u obliku prekusrora (slika 4.16), koji pored legure AlSi12 sadrži i čestice TiH_2, može se postići dodatno upjenjavanje [113].

Slika 4.16. Princip laserskog zavarivanja aluminijske pjene s dodatnim materijalom – prekursorom [113]

U istraživanju koje su proveli D´Urso i autori [105] ispitivano je lasersko zavarivanje aluminijskih sendvič panela debljine 30 mm. Zavarivani su samo vanjski limovi debljine 1 mm izrađeni od aluminijeve legure EN AW-6082 [105]. Između panela postavljena je šipka od homogenog aluminija te je obostranim zavarivanjem postignut spoj između sva tri elementa. Svi zavari ispitivani su savijanjem u 3 i u 4 točke [109]. Rezultati su pokazali da lom uzorka nastupa u području najveće osjetljivosti panela na narinuto opterećenje, prije svega unutar aluminijske pjene. Spoj dobiven laserskim zavarivanjem izdržao je opterećenje pri kojemu je deformacija u aluminijskoj pjeni dovela do loma. Slika 4.17 prikazuje laserski zavareni spoje aluminijskih sendvič panela s aluminijskim profilom postavljenim kao umetkom.



Slika 4.17. Laserski zavareni spoj aluminijskih senevič panela s aluminijskim profilom postavljenim kao umetkom [105]

4.2.3.2. Ultrazvučno zavarivanje aluminijskih pjena i sendvič panela

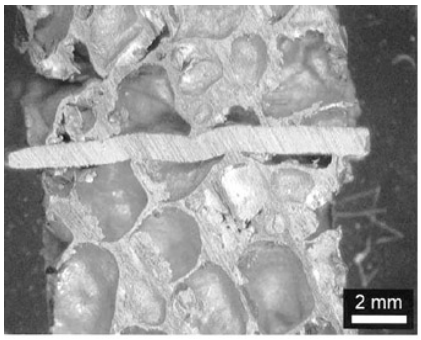
Ultrazvučno zavarivanje karakterizira nizak unos energije, kratko vrijeme zavarivanja i niska temperatura pri kojoj se metali spajaju. Born i autori [114] ultrazvučnim zavarivanjem spajali su sendvič panele u kojima je jezgra AlSi7 gustoće 0,43 g/cm^3 prekrivena limom aluminijeve legure AlMg1 debljine 1 mm. U istom radu također je istraživana zavarljivost aluminijskih pjena AlMgSi0.5 i AlSi7 proizvedenih rastvaranjem plina iz TiH_2 čestica u polučvrstoj fazi metala. Kao limovi kojima se prevlači aluminijska pjena korišteni su limovi aluminijeve legure AlZnMgCu0.5, čelik St 12 i austenitni nehrđajući čelik X5CrNiMo17-12-2 [26]. Za ublažavanje hrapavosti kore aluminijskih pjena kao međusloj, pri zavarivanju, korištena je folija Al99 debljine 0,1 mm [114]. Najviša temperatura u procesu od 350 °C isključuje taljenje materijala pri zavarivanju. Ispitivanjem mehaničkih svojstava spoja utvrđeno je da su bolja mehanička svojstva postignuta pri zavarivanju aluminijske pjene prevučene aluminijskim limom. Razlog tome je bolje plastično deformiranje aluminija od austenitnog nehrđajućeg čelika te bliže vrjednosti temperature taljenja materijala u spoju.

4.2.3.3. Difuzijsko zavarivanje aluminijskih pjena

U izradi sendvič panela od aluminijske pjene prekrivene limom homogenog metala (aluminijska legura ili čelik) od iznimne je važnosti adhezija između aluminijske pjene i vanjskog lima. Aluminijska pjena povezuje se s limom pomoću kemijske apsorpcije, mehaničkog sidrenja i metalurških interakcija [115]. Vezivanje istih ili različitih atoma i molekula na druge čvrste tvari rezultat je interakcija vanjskih elektrona atomskih ljuski (primarne veze) ili interakcija električno nabijenih molekula (sekundarne veze). Mehaničko sidrenje događa se zbog prilagođavanja rastaljenog aluminija ili aluminija u polu rastaljenom

stanju obliku površine lima. Udio različitih mehanizama mehaničkog vezivanja ovisi o vrstama metala u vezi, pripremi površine te uvjetima procesa. Interakcijske veze, isto kao i kod mekog lemljenja, rezultat su četiri procesa:

- difuzije atoma lima u površinski rastaljenu aluminijsku pjenu, što dovodi do čvrste legure navedenih tvari, nakon procesa kristalizacije;
- difuzije atoma rastaljenog aluminija u lim što također dovodi do čvrste legure;
- dvosmjerne difuzije koja dovodi do intermetalnih spojeva;
- adhezije (vezivanja bez difuzije) [115].



Slika 4.18. Makroskopska fotografija spoja dobivenog difuzijskim zavarivanjem [116]

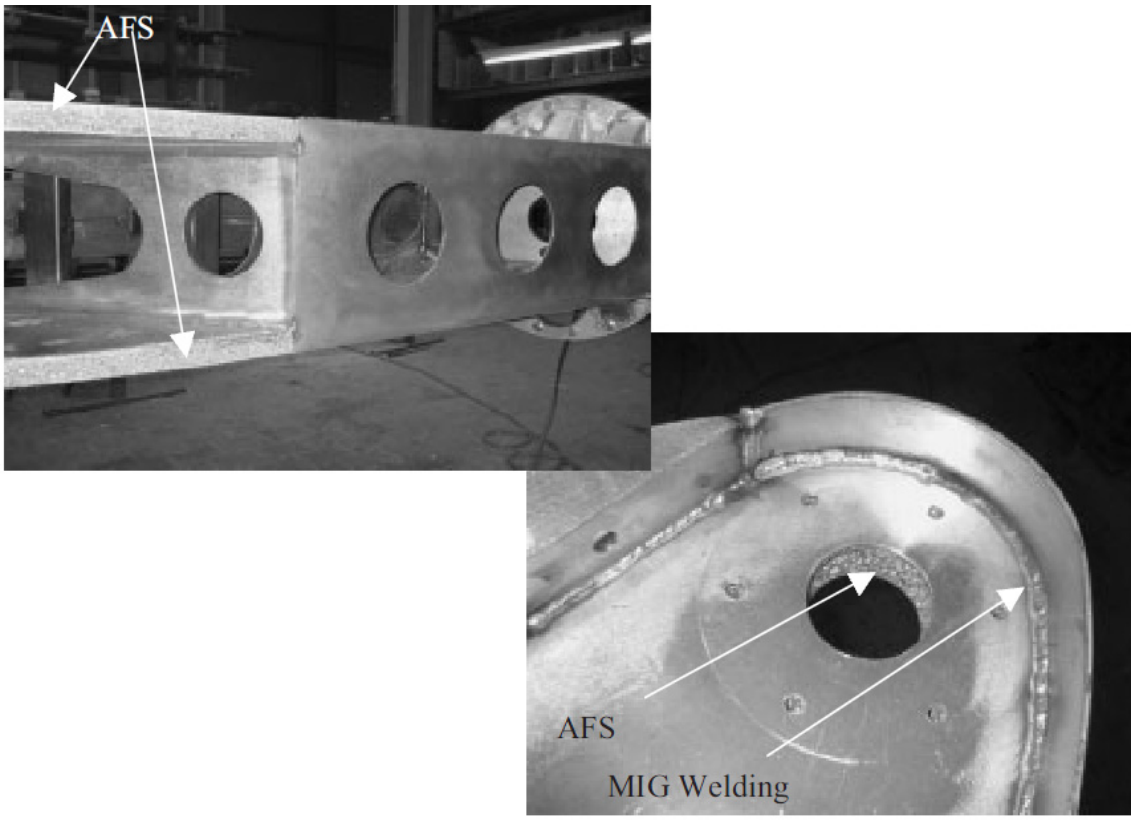
Pri difuzijskom zavarivanju mogu se javiti i poteškoće ako je pritisna sila znatno veća od čvrstoće metalne pjene jer se može pojaviti deformiranje ćelija znatno dalje od linije spajanja. U istraživanju [116] zavarivane su Alporas ploče aluminijskih pjena sa zatvorenim ćelijama. Pri difuzijskom zavarivanju aluminijskih pjena potrebna je velika pritisna sila kako bi se probio oksidni sloj na površini i dijelovi doveli u kontakt i na atomarnoj razini. Za umanjavanje potrebne pritisne sile u istraživanju se između aluminijskih pjena postavljala legura AlMg4,5Mn0,7 debljine 1 mm koja omogućuje veliku plastičnu deformaciju. Potreban pritisak time je smanjen na svega 0,2 MPa. Difuzijsko zavarivanje provedeno je zagrijavanjem mjesta spajanja indukcijskom zavojnicom na 500 °C i 550 °C. Pritiskom je provedeno spajanje kroz 30 min. Slika 4.18 prikazuje makroskopsku fotografiju zavarenog spoja. Pomoću energijski disperziranih rendgenskih zraka uočeno je difundiranje magnezija iz AlMg4,5Mn0,7 legure u Alporas pjenu. Ispitivanje savijanjem u 4 točke pokazalo je vrlo dobre rezultate što ukazuje na dobre karakteristike difuzijskog zavarivanja ove vrste aluminijskih pjena.

4.2.3.4. Konvencionalni postupci zavarivanja aluminijskih sendvič panela i primjeri tako izrađenih konstrukcija

Većinu svojstava koje zahtjeva određeni proizvod za upotrebu može se postići i korištenjem nekih drugih sendvič materijala, ali zbog metalne veze između vanjskog lima i jezgre aluminijski sendvič paneli s metalnom pjenom pružaju jednostavne mogućnosti konačne obrade na željeni oblik. Bitno je razjasniti da aluminijski sendvič paneli nisu namijenjeni za korištenje u iznimno laganim konstrukcijama. Za takvu upotrebu pogodnija svojstva imaju titanove legure, pa čak i određene aluminijeve legure (dural ili konstruktal). Optimalno korištenje pogodnih svojstava aluminijskih sendvič panela podrazumjeva korištenje radi minimalno tri pogodna svojstva radi kojih bi se određeni proizvod ili njegov dio izradio iz ovakvih panela.

MIG zavarivanje primjenjeno je u proizvodnji prototipa potpornja teleskopske ruke ugrađene na kamion s podiznom platformom [14, 22, 27]. Zavarivani su vanjski limovi međusobno u kutnom spoju aluminijskih sendvič panela. Dobra toplinska svojstva panela pokazala su se iznimno pogodnima jer pri zavarivanju unos topline nije doveo do deformiranja panela [22]. Slika 4.19 prikazuje potporanj teleskopske ruke izrađen od aluminijskih sendvič panela spojenih MIG zavarivanjem [22].

U proizvodnji prototipa konusnog potpornja, koji se nalazi unutar tijela rakete „Ariane 5“, korišteno je 12 zakrivljenih aluminijskih sendvič panela. Paneli su građeni od vanjskog lima aluminijeve legure EN AW-6060 debljine 1.3 mm i jezgre od aluminijske pjene AlSi6Cu6. Paneli su međusobno spajani TIG zavarivanjem. U donjem dijelu promjer konusa je 4 m, a ukupna masa mu je 180 kg. Pri ispitivanjima sklop je izdržao opterećenje od 100 kN u aksijalnom i radijalnom smijeru [27]. Aluminijski sendvič paneli s jezgrom od aluminijske pjene primjenjeni su u ovoj konstrukciji umjesto saćastih aluminijskih panela radi uštede na masi i smanjivanja troškova proizvodnje [27]. Slika 4.20 prikazuje prototip konusnog potpornja unutar tijela rakete „Ariane 5“ zavarenog TIG postupkom [27].

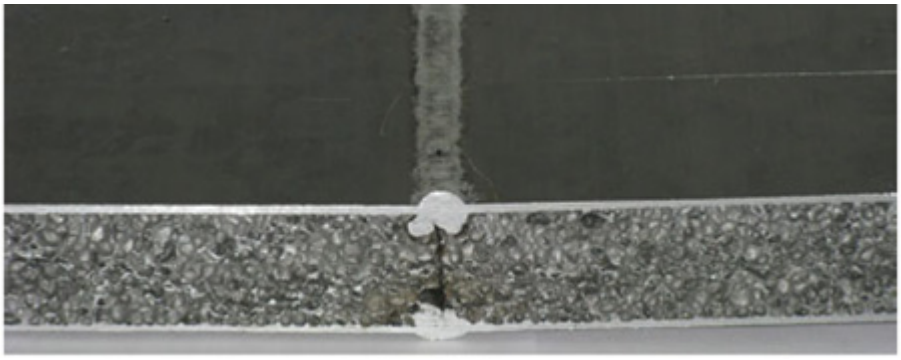


Slika 4.19. Potporanj teleskopske ruke izrađen od aluminijskih sendvič panela spojenih MIG zavarivanjem [22]

Slika 4.20. Prototip konusnog potpornja unutar tijela rakete „Ariane 5“ [27]

U istraživanju koje su proveli D´Urso i autori [105] ispitivano je zavarivanje aluminijskih sendvič panela debljine 15 i 30 mm TIG postupkom zavarivanja. Paneli su zavarivani u sučeljenom spoju uz korištenje dodatog materijala u obliku žice. Spajani su samo vanjski

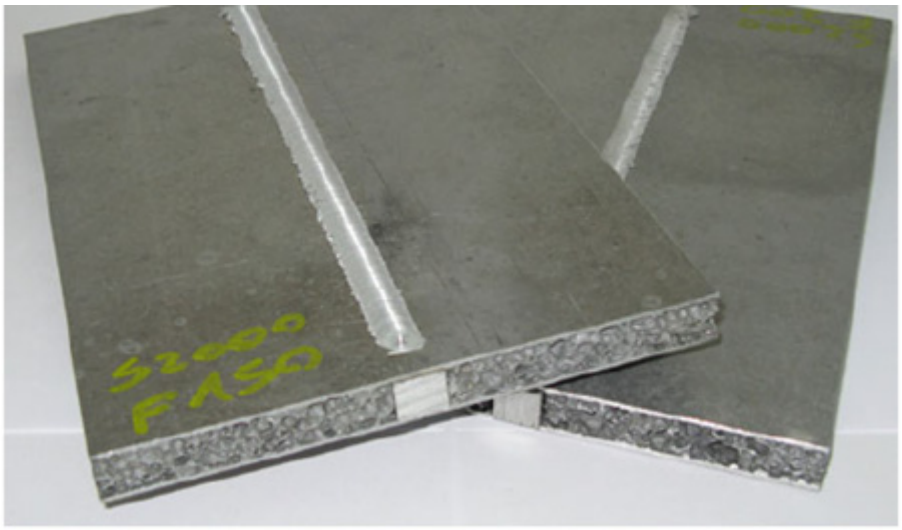
limovi debljine 1 mm izrađeni od aluminijeve legure EN AW-6082 [41]. Slika 4.21 prikazuje zavareni spoj aluminijskih sendvič panela izveden TIG zavarivanjem. Zavareni spojevi ispitivani su savijanjem u 3 i u 4 točke kako bi se razjasnio utjecaj postupka na svojstva spoja pri smičnom opterećenju u jezgri i pri savijanju vanjskih limova. Rezultati su pokazali da lom uzorka nastupa u području najveće osjetljivosti panela na narinuto opterećenje, prije svega unutar aluminijske pjene. U svakom uzorku spoj dobiven zavarivanjem izdržao je opterećenje pri kojemu je deformacija u aluminijskoj pjeni dovela do loma.



Slika 4.21. Zavareni spoj aluminijskih sendvič panela izveden TIG zavarivanjem [105]

4.2.3.5. Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom aluminijskih sendvič panela

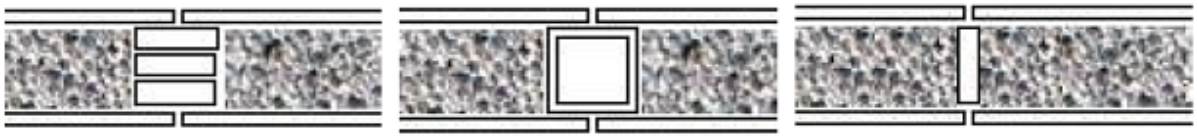
U već prethodno spomenutom istraživanju koje su proveli D´Urso i autori [105] ispitivano je zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom. Paneli debljine 15 mm zavarivani su sa umetkom od ekstrudiranog aluminijskog profila postavljenim između panela u sučeljenom spoju. Spajani su samo vanjski limovi debljine 1 mm izrađeni od aluminijeve legure EN AW-6082 [105]. Slika 4.22 prikazuje zavarene spojeve panela. Pri zavarivanju brzina rotacije alata iznosila je 2000 min^{-1}, a brzina zavarivanja bila je promjenjiva vrijednost (75, 150 i 300 mm/min) [105]. Svi zavari ispitivani su savijanjem u 3 i u 4 točke. Rezultati su pokazali da lom uzorka nastupa u području najveće osjetljivosti panela na narinuto opterećenje, prije svega unutar aluminijske pjene. U svakom uzorku spoj dobiven zavarivanjem izdržao je opterećenje pri kojemu je deformacija u aluminijskoj pjeni dovela do loma.



Slika 4.22. Zavareni spojevi aluminijskih sendvič panela izvedeni zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom [105]

U istraživanju koje su proveli Kramer i autori [117] aluminijski sendvič paneli spajani su sa umetnutim aluminijskim profilom zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom. U istraživanju su korišteni aluminijski sendvič paneli u kojima je vanjski lim aluminijeve legure zalijepljen na aluminijsku pjenu. Zavarivanje je izvedeno obostrano s time da unos topline nije doveo do odlijepljivanja vanjskog lima niti do deformacija unutar aluminijske pjene. Korištenje umetnutog aluminijskog profila posljedica je niske tlačne čvrstoće aluminijskih sendvič panela [117]. Kada trn alata prodire između vanjskih limova u sučeljenom spoju, aluminijska pjena ne pruža dovoljnu potporu limovima te se oni savijaju prema dolje [117]. Neke od mogućnosti oblikovanja spojeva aluminijskih sendvič panela sa postavljenim umetkom od jednog ili više ekstrudiranih aluminijskih profila oblikovanih za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom prikazuje slika 4.23.

Pregledom znanstvenih radova iz područja spajanja aluminijskih sendvič panela nisu pronađeni drugi radovi u kojima se proučava zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom.



Slika 4.23. Mogućnosti oblikovanja spojeva aluminijskih sendvič panela za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom [117]

5. EKSPERIMENTALNI RAD

5.1. Opis eksperimenta

Pri planiranju istraživanja u ovom doktorskom radu, na temelju postavljenih hipoteza te definiranog sustava i organizacije, oblikovan je koncept u kojem je zatvoren ciklus od pripreme materijala, pripreme alata korištenog za zavarivanje, zavarivanja trenjem rotirajućim alatom, ispitivanja svojstava zavarenih spojeva, te analize rezultata.

Predmet istraživanja je utvrditi utjecaj promjera čela alata, brzine zavarivanja i kuta nagiba alata na mehanička svojstva i pojavu nepravilnosti u zavarenom spoju pri zavarivanju trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom. Stoga će promjenjivi parametri pri zavarivanju biti promjer čela alata, brzina zavarivanja i kut nagiba alata u odnosu na materijal koji se zavaruje. Kao izolirani parametri određeni su: brzina rotacije alata, materijal od kojeg je alat izrađen, oblik i dimenzije trna alata, oblik spoja, materijali u spoju, način stezanja materijala pri zavarivanju i uređaj za zavarivanje. S obzirom na dostupnu opremu sila pritiska alata na materijal nije regulirani parametar već će se ona samo mjeriti, kako bi se iz eksperimenta izdvojili zavari dobiveni prekomjernim pritiskom alata. Dozvoljen pritisak alata odredit će se prethodnim statičkim tlačnim ispitivanjem aluminijskih sendvič panela.

Ukupno će se izvesti 64 zavarena spoja čime će se dobiti 32 spoja aluminijskih sendvič panela jer će se u svakom spoju zavarivanje izvoditi obostrano. Svaki od spojeva predstavlja jedno stanje pokusa, te će se iz svakog spoja izraditi uzorci za statičko vlačno ispitivanje, trotočkasto savijanje i makro analizu nepravilnosti u zavarenim spojevima.

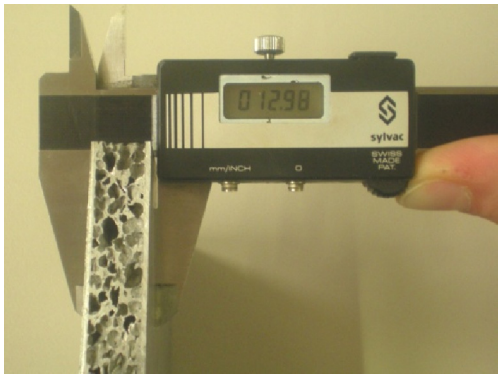
5.2. Ispitivanje svojstava osnovnog materijala

Osnovni materijal korišten u ovom eksperimentu je aluminijski sendvič panel debljine 12 mm s jezgrom od aluminijske pjene AlMg3Si6. S gornje i donje strane na panelu nalaze se limovi aluminijeve legure EN AW 6082-T4 debljine 1 mm. Osnovni materijal proizvela je tvrtka Pohltec metalfoam GmbH, SR Njemačka. Oznaka ovog sendvič panela u katalogu proizvođača je AFS J - 12/1 [118]. Osnovni materijal isporučen je u obliku 4 panela dimenzija 1200 x 800 mm. Svojstva osnovnog materijala prema brošuri proizvođača prikazuje tablica 3.1.

Tablica 5.1. Svojstva aluminijskih sendvič panela prema brošuri proizvođača [118]

veličina panela	maks. 2500 x 1100 mm
debljina panela	9 – 80 mm
debljina vanjskog lima	0,65 – 10 mm
ravnost vanjskog lima	1 mm / 1000 mm
tolerancija debljine panela	± 0,5 mm
modul elastičnosti pjene, E_p	5 GPa
modul elastičnosti panela, E_{pl}	21 GPa
savojna čvrstoća, R_{ms}	8 % manja od R_{ms} homogenog aluminija istih dimenzija
vlačna čvrstoća, R_m	120 – 200 MPa
tlačna čvrstoća, R_{mt}	4 – 8 MPa
toplinska rastezljivost, α	$25 \cdot 10^{-6}$ 1/K
toplinska vodljivost, λ	10 – 15 W/mK

Paneli su izrezani kružnom pilom na dimenzije potrebne za zavarivanje (200 x 80 mm). Nakon izrezivanja svi uzorci nasumično su izmješani kako bi se umanjio utjecaj položaja uzorka u panelu na rezultate ispitivanja. Digitalnim pomičnim mjerilom Sylvac mjerene su dimenzije na nasumično odabranim uzorcima (slike 5.1 i 5.2). Dijelom mjerila za mjerenje unutarnjih promjera mjerena je veličina pora. Budući da su razlike u izmjerenim vrijednostima bile velike izvršeno je 340 mjerenja. Tablica 5.2 prikazuje izmjerene vrijednosti promjera pora na površinama nastalim rezanjem aluminijskih sendvič panela. Nakon mjerenja izračunata je prosječna vrijednost promjera pora $\overline{d_{pl}}$= 3,172 mm. Tablica 3.3 prikazuje izmjerene vrijednosti debljine aluminijskih sendvič panela. Na temelju izmjerenih vrijednosti debljine izračunata je prosječna vrijednost debljine panela $\overline{h_{pl}} = 12{,}5$ mm.



Slika 5.1. Mjerenje debljine panela digitalnim pomičnim mjerilom

Slika 5.2. Mjerenje promjera pora digitalnim pomičnim mjerilom

Tablica 5.2. Izmjerene vrijednosti promjera pora na površinama nastalim rezanjem aluminijskih sendvič panela [mm]

2,51	4,78	3,66	2,41	2,89	3,71	2,38	2,55	3,31
1,48	1,98	3,37	2,53	2,54	2,21	2,11	1,78	2,31
2,80	3,60	2,78	2,98	3,54	3,02	1,87	3,33	2,91
2,94	2,47	2,98	3,01	3,59	4,41	5,71	2,30	2,71
2,70	3,70	3,10	2,51	4,78	3,66	2,41	2,9	3,00
2,30	2,20	2,34	1,48	1,98	3,37	2,53	2,54	3,01
3,00	2,90	2,13	2,82	3,60	2,78	3,00	3,54	2,11
1,91	2,72	2,45	2,94	2,47	2,98	3,01	3,59	1,87
4,31	3,78	3,48	2,94	3,81	3,66	2,41	3,30	5,71
2,91	3,33	1,86	2,60	2,70	3,30	2,50	3,20	2,41
2,74	5,74	2,34	3,17	3,11	4,00	4,70	3,48	2,53
3,11	3,10	3,30	2,20	2,40	3,70	4,82	5,20	3,00
5,51	6,03	2,41	3,30	2,50	2,50	2,02	2,10	3,01
5,74	2,30	2,72	2,50	3,80	2,40	1,93	3,80	5,10
3,11	3,20	1,74	2,40	3,10	2,70	2,03	4,80	3,60
3,56	6,40	3,60	2,78	3,00	3,54	3,10	1,87	3,33
2,18	3,00	2,47	2,98	3,01	3,59	4,20	5,71	2,31
1,99	2,40	3,67	3,10	2,51	4,78	3,66	2,41	2,89
2,48	2,70	2,20	2,40	1,48	1,98	3,37	2,53	2,54
3,40	3,10	2,90	2,10	2,80	3,60	2,78	3,00	3,54
2,01	3,69	3,02	3,28	2,50	6,48	2,80	3,50	7,00
1,97	3,34	3,36	2,01	4,91	4,29	4,10	3,80	4,70
3,61	2,72	2,65	2,73	2,90	3,30	4,89	2,50	2,90
2,50	2,98	2,20	2,78	3,80	5,78	2,48	2,89	3,89
2,78	2,50	3,80	3,28	2,50	2,50	2,02	2,10	1,98
1,70	2,58	3,98	2,37	3,19	1,90	3,00	2,78	3,30
3,10	4,01	2,04	2,90	2,05	5,00	4,30	4,00	3,80
6,30	2,94	3,70	3,80	3,91	3,41	6,18	13,37	1,93
3,50	6,48	6,31	2,70	3,28	1,45	2,45	1,99	3,37
5,51	6,62	2,41	3,37	2,48	2,55	2,00	2,10	1,79
4,30	3,80	3,90	2,90	3,80	3,60	2,40	3,30	3,69
5,71	2,25	2,70	2,51	3,80	2,40	1,91	3,84	5,12
3,05	3,20	1,70	2,45	3,24	2,72	2,00	4,80	3,60
3,51	6,11	4,05	2,71	3,31	1,31	2,24	1,97	3,31
3,11	1,99	2,18	2,48	3,54	3,59	1,78	3,33	2,30
2,54	3,54	3,59	3,60	1,90	2,91	2,71	3,01	2,11
3,24	3,39	4,08	2,30	2,99	3,70	3,00	4,08	3,60
2,90	3,41	3,54	1,98	3,64	2,20	3,40		

Tablica 5.3. Izmjerene vrijednosti debljine aluminijskih sendvič panela [mm]

12,35	12,50	12,80	12,38	12,35	12,13	12,34	13,02
12,10	12,40	12,98	12,42	12,40	12,50	12,38	12,40
12,40	12,77	12,41	12,34	12,11	12,39	13,40	12,72
12,76	12,12	12,41	12,40	13,40	12,42	12,38	12,14
12,40	12,35	12,52	12,76	12,40	12,40	12,80	12,81

Da bi se odredila prosječna relativna gustoća aluminijske pjene unutar sendvič panela $\overline{\rho_{\mathrm{rel}}}$ potrebno je izmjeriti dimenzije uzoraka kojima će se kasnije mjeriti masa. Dimenzije uzoraka mjerene su pomoću digitalnog pomičnog mjerila Sylvac. Masa 11 uzoraka (označenih oznakama od OM-M1 do OM-M11) izmjerena je na digitalnoj vagi METTLER TOLEDO PR 1203 u Laboratoriju za ispitivanje mehaničkih svojstava, Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu. Tablica 5.4 prikazuje izmjerene i izračunate vrijednosti uzoraka aluminijskih sendvič panela.

Tablica 5.4 Izmjerene i izračunate vrijednosti uzoraka aluminijskih sendvič panela

oznaka uzorka	m_{pl} [g]	dimenzije uzorka [mm]	m_{l} [g]	m_{p} [g]	ρ_p [g/cm^3]	ρ_{rel}
OM-M1	111,063	200 x 47,7 x 12,6	51,707	59,356	0,587	0,22
OM-M2	120,373	200 x 46,9 x 12,6	50,84	69,533	0,7	0,261
OM-M3	105,140	200 x 46,9 x 13,4	50,84	54,3	0,508	0,189
OM-M4	93,860	200 x 46,8 x 12,1	50,731	43,129	0,456	0,17
OM-M5	103,932	200 x 47,2 x 13,2	51,165	52,767	0,5	0,187
OM-M6	95,706	200 x 47 x 12,7	50,948	44,758	0,445	0,166
OM-M7	96,760	200 x 47 x 12,3	50,948	45,812	0,473	0,176
OM-M8	97,235	200 x 47 x 12,5	50,948	46,287	0,47	0,175
OM-M9	97,338	200 x 47,2 x 12	51,164	46,174	0,49	0,183
OM-M10	115,639	200 x 47,2 x 12,6	51,164	64,475	0,644	0,24
OM-M11	97,480	200 x 46,7 x 13,3	50,623	46,857	0,444	0,165

Ako je poznata gustoća vanjskog lima aluminijeve legure EN AW 6082-T4 ρ_{l} = 2710 kg/m^3 [119] pomoću volumena limova V_{l} [mm^3] može se izračunati masa limova u uzorku aluminijskog sendvič panela m_{l} prema:

$$m_{\mathrm{l}} = \rho_{\mathrm{l}} \cdot V_{\mathrm{l}} \qquad (5.1).$$

Gustoća aluminijske pjene može se izračunati prema:

$$\rho_{\mathrm{p}} = \frac{m_{\mathrm{p}}}{V_{\mathrm{p}}} = \frac{(m_{\mathrm{pl}} - m_{\mathrm{l}})}{V_{\mathrm{p}}} \qquad (5.2)$$

gdje je m_{pl} izmjerena masa uzorka, a m_p masa aluminijske pjene u uzorku. Pomoću jednadžbe (5.1) može se izračunati relativna gustoća aluminijske pjene ρ_{rel} u svakom uzorku. Izmjerene i izračunate vrijednosti prikazane su u tablici 5.4. Izračunata prosječna relativna gustoća aluminijske pjene unutar sendvič panela je $\overline{\rho_{rel}}$ = 0,194. Prema literaturi [5] pomoću prosječne relativne gustoće aluminijske pjene može se izračunati modul elastičnosti E_p i modul smičnosti G_p aluminijske pjene:

$$E_p = 0{,}9 \cdot E_s \cdot \left[0{,}5 \cdot \overline{\rho_{rel}}^2 + 0{,}3\overline{\rho_{rel}}\right] =$$

$$= 0{,}9 \cdot 70{,}5 \cdot [0{,}5 \cdot 0{,}194^2 + 0{,}3 \cdot 0{,}194] = 4{,}887 \text{ GPa} \qquad (5.3)$$

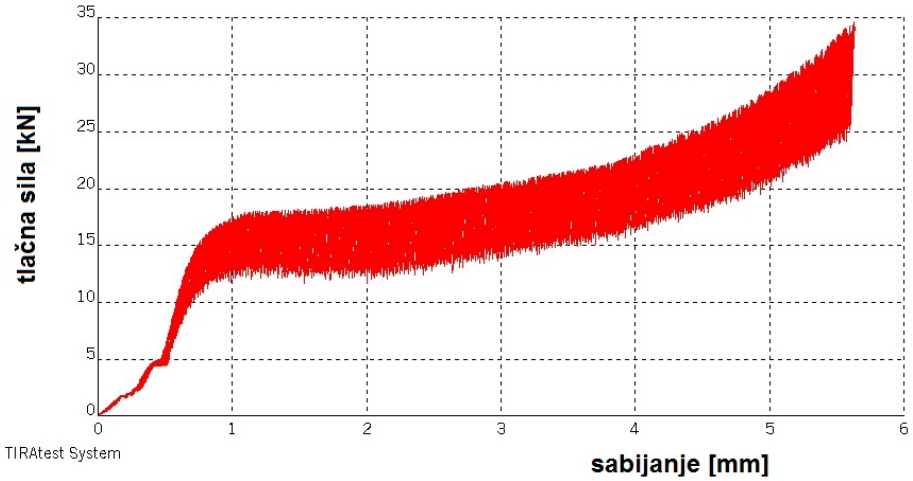
$$G_p \approx \frac{3}{8} E_p = \frac{3}{8} \cdot 4{,}887 = 1{,}8326 \text{ GPa} \qquad (5.4)$$

5.2.1. Statičko tlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela

Sva ispitivanja mehaničkih svojstava u ovom eksperimentu provedena su na univerzalnoj ispitivalici VEB Werkstoffprufmaschinen GmbH, tip EU 40 mod, serijski broj 990.06/35/201. Mjerno područje kidalice je od 0 – 400 kN.

Iz izrezanih dijelova aluminijskih sendvič panela napravljeni su uzorci za ispitivanje mehaničkih svojstava. Statičko tlačno ispitivanje provedeno je u svrhu određivanja ovisnosti deformacije o pritisnoj sili okomito na površinu aluminijskog sendvič panela. Uzorci za statičko tlačno ispitivanje izrezani su na tračnoj pili na dimenzije 48 x 48 mm što zadovoljava normu ASTM C365-03 [120] i preporuke da širina i dužina uzorka budu barem 7 puta veće od prosječne veličine pora u aluminijskoj pjeni [5]. Ukupno je izvršeno 5 ispitivanja na 5 uzoraka istih početnih dimenzija. Brzina hoda ispitivalice pri ispitivanju bila je 1 mm/min što odgovara zahtjevima navedene norme. Slika 5.3 prikazuje dijagram ovisnosti sabijanja epruvete o narinutom tlačnom opterećenju za uzorak OM-T1. Velike razlike u izgledu krivulja tlačno opterećenje – sabijanje kod svakog ispitnog uzorka karakteristične su za ispitivanje aluminijskih sendvič panela.

U računalnom programu TIRAtest Systems u kojem su snimane krivulje i praćen rad univerzalne ispitivalice očitane su vrijednosti tlačne sile pri sabijanju od 0,7 mm za svaki od ispitnih uzoraka (tablica 5.5). Vrijednost sabijanja od 0,7 mm važna je radi pretpostavke da će se aluminijski sendvič paneli pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom uslijed djelovanja pritisne sile alata sabiti do 0,7 mm.



Slika 5.3. Dijagram ovisnosti sabijanja epruvete o narinutom tlačnom opterećenju za uzorak OM-T1

Tablica 5.5. Vrijednosti tlačne sile pri sabijanju od 0,7 mm za sve ispitne uzorke u statičkom tlačnom ispitivanju osnovnog materijala

oznaka uzorka	OM-T1	OM-T2	OM-T3	OM-T4	OM-T5
tlačna sila F_t [kN]	13,75	7,2	7,7	17,1	15,1
sabijanje s [mm]	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7

Izračunata prosječna vrijednost tlačne sile iznosi $\overline{F_t} = 12{,}17$ kN.

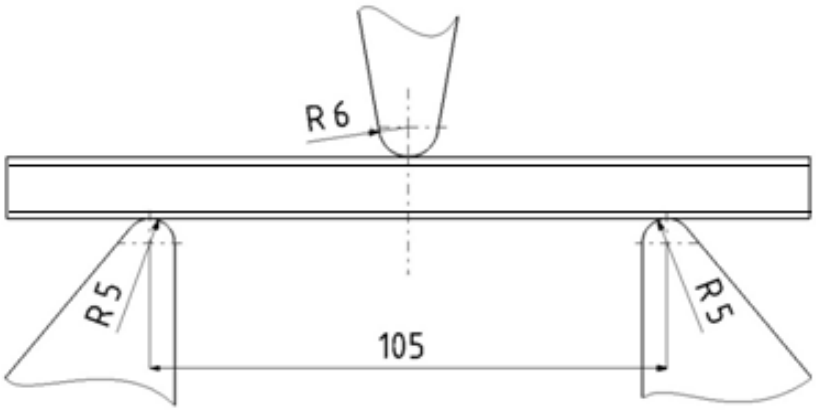
Prema jednadžbi:

$$\overline{\sigma_{et0,7}} = \frac{\overline{F_t}}{S_0} = \frac{12170}{48 \cdot 48} = 5{,}28 \text{ MPa} \qquad (5.5)$$

izračunata prosječna vrijednost tlačnog naprezanja $\overline{\sigma_{et0,7}}$ pri kojem se događa sabijanje od 0,7 mm iznosi $\overline{\sigma_{et0,7}}$ = 5,28 MPa.

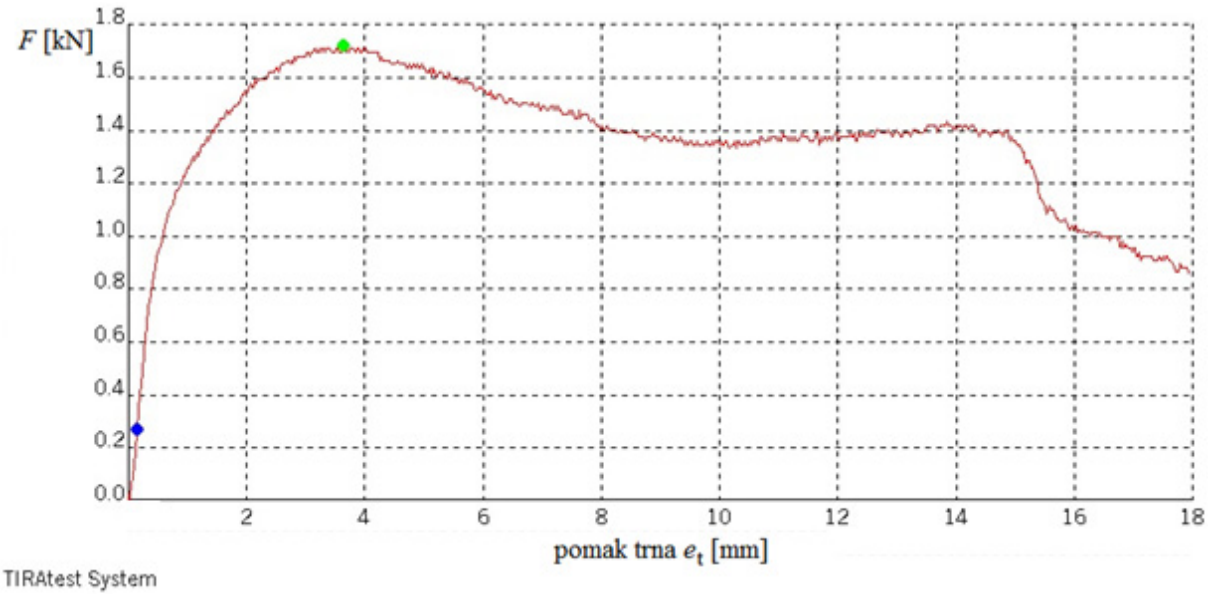
5.2.2. Trotočkasto savijanje aluminijskih sendvič panela

Trotočkasto savijanje provedeno je na prethodno opisanoj univerzalnoj ispitivalici prema postavkama prikazanim na slici 5.4. Ukupno 5 ispitnih uzoraka izrezano je tračnom pilom na širinu b = 24 mm i dužinu a = 163 mm. Dimenzije ispitnih uzoraka zadovoljavaju normu ASTM C 393-00. Prema navedenoj normi dužina uzorka treba biti za 50 mm veća od razmaka između oslonaca; širina uzorka mora biti veća od debljine; visina uzorka treba biti jednaka debljini sendvič panela [121]. Također je poštivana preporuka prema literaturi [5] da je širina uzorka 7 puta veća od prosječne veličine ćelija.

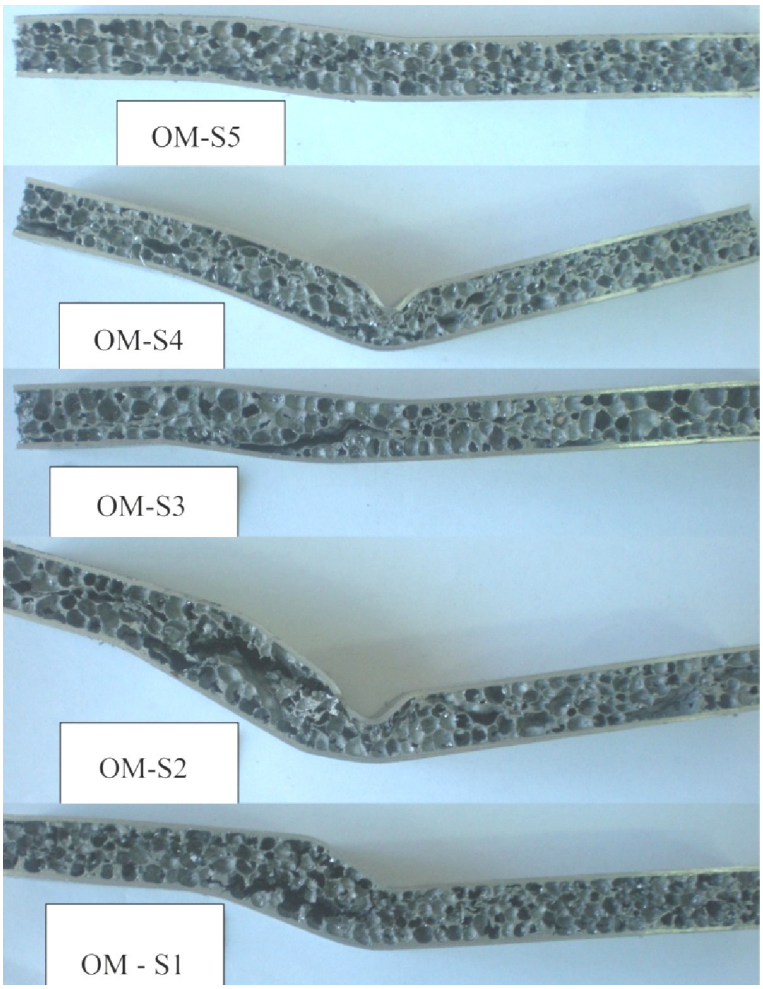


Slika 5.4. Skica postupka trotočkastog savijanja

Brzina pomaka trna pri ispitivanju bila je 8 mm/min. Za svaki uzorak očitana je vrijednost maksimalne sile prije prekida ispitivanja. Naime, uzorci su savijani između oslonaca pritiskom trna sve dok mjerni uređaj nije registrirao smanjenje otpora odnosno pad sile za više od 50%. Pad sile događa se radi veće plastične deformacije što se karakterizira kao prekid u jezgri ili u vanjskim limovima aluminijskog sendvič panela. Obično to može biti odvajanje vanjskog lima od aluminijske pjene (na uzorku OM-S1), dijagonalni prijelom kroz aluminijsku pjenu (na uzorku OM-S2) ili značajna deformacija stijenki ćelija nepravilnog oblika unutar aluminijske pjene. Ovakve deformacije prethodno su opisane na slici 4.13. Slika 5.5 prikazuje dijagram ovisnosti pomaka trna o sili pri trotočkastom savojnom ispitivanju za uzorak OM-S4. Slika 5.6 prikazuje epruvete osnovnog materijala nakon trotočkastog savojnog ispitivanja.



Slika 5.5. Dijagram ovisnosti pomaka trna o sili pri trotočkastom savijanju za uzorak OM-S4



Slika 5.6. Epruvete osnovnog materijala nakon trotočkastog savijanja

Prema literaturi [5] najveća sila pri kojoj se događa plastična deformacija pri trotočkastom savijanju aluminijskog sendvič panela izražava se kao:

$$F_{\mathrm{f}} = \frac{4bt(c+t)}{l}\sigma_{\mathrm{l}} + \frac{bc^2}{l}\sigma_{\mathrm{c}} \qquad (5.6)$$

gdje je b širina ispitnog uzorka, c debljina jezgre, t_{pl} debljina vanjskog lima, l razmak između oslonaca, σ_{l} naprezanje u limu pri sili F_{f}, σ_{c} naprezanje u jezgri pri sili F_{f} koje se izražava [1]:

$$\sigma_{\mathrm{c}} = \frac{M \cdot E_{\mathrm{p}}}{(EI)_{\mathrm{eq}}} \qquad (5.7)$$

gdje je E_{p} = 4,887 GPa već prethodno izračunato. Moment pri naprezanju M izražava se [1]:

$$M = \frac{F_{\mathrm{f}} \cdot l}{4} \qquad (5.8)$$

Ekvivalntna savojna krutost $(EI)_{\mathrm{eq}}$ aluminijskog sendvič panela izračunava se [5]:

$$(EI)_{\mathrm{eq}} = E_{\mathrm{l}} \cdot \frac{bt_{pl}d^2}{2} + E_{\mathrm{l}} \cdot \frac{bt_{pl}^3}{6} + E_{\mathrm{p}} \cdot \frac{bc^3}{12} =$$

$$70{,}5 \cdot \frac{24 \cdot 1 \cdot 11{,}5^2}{2} + 70{,}5 \cdot \frac{24 \cdot 1^3}{6} + 4{,}887 \cdot \frac{24 \cdot 10{,}5^3}{12} = 123480{,}1 \qquad (5.9)$$

uzimajući da je $d = c + t_{pl}$ i $E_l = 70{,}5$ GPa [118]. Uvrštavanjem u jednadžbu (5.6) slijedi da je:

$$\sigma_l = \left[F_f - \frac{24 \cdot 10{,}5^2}{105} \cdot \frac{F_f \cdot 105 \cdot 4{,}887}{4 \cdot 123480{,}1}\right] \cdot \frac{105}{4 \cdot 24 \cdot 1(10{,}5+1)} =$$

$$= [F_f - F_f \cdot 0{,}0262] \cdot 0{,}09511 \qquad (5.10)$$

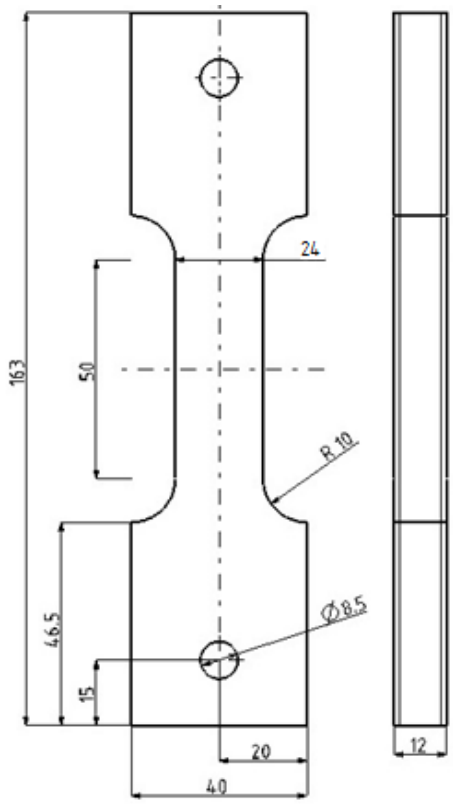
U tablici 5.6 prikazane su izmjerene vrijednosti najveće sile F_f pri trotočkastom savijanju uzoraka osnovnog materijala i izračunate vrijednosti naprezanje u limu σ_l pri najvećoj sili F_f. Za ispitivane uzorke prosječna vrijednost naprezanja u limu iznosi $\overline{\sigma_l}$ = 122,42 MPa.

Tablica 5.6 Rezultati trotočkastog savijanja uzoraka osnovnog materijala

oznaka uzorka	OM-S1	OM-S2	OM-S3	OM-S4	OM-S5
sila F_f [N]	1552	756	1293	1722	1286
naprezanje u limu σ_l [MPa]	143,74	70,02	119,76	159,49	119,11

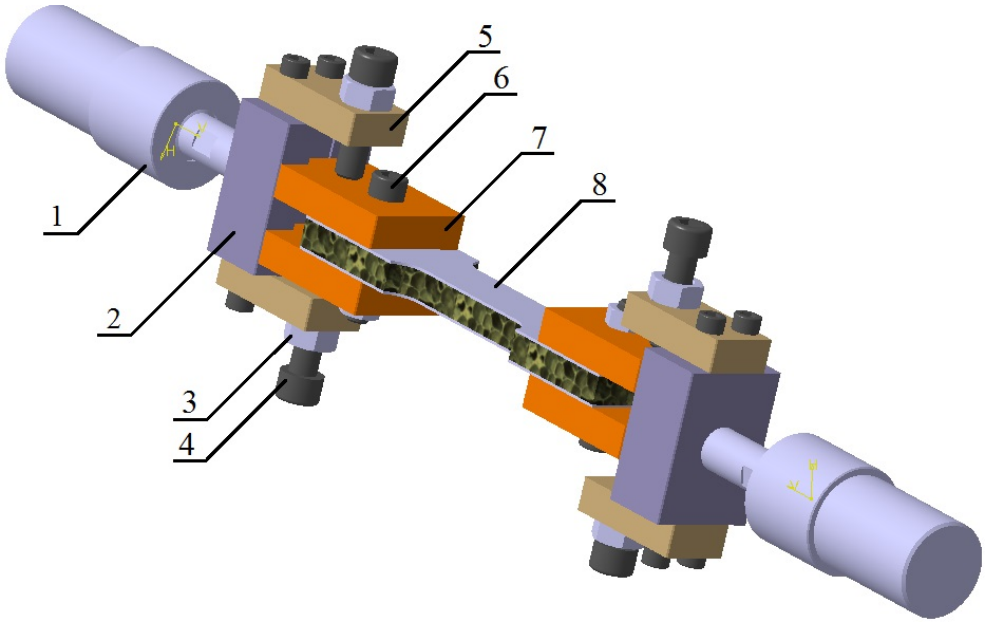
5.2.3. Statičko vlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela

Slika 5.7 prikazuje skicu epruvete za statičko vlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela. Dimenzije i oblik epruvete određene su proizvoljno jer za ispitivanje ovakve vrste materijala i spojeva ne postoje specificirane norme. Naime u preliminarnim statičkim vlačnim ispitivanjima aluminijskih sendvič panela utvrđeno je da se epruvete deformiraju u području postavljenom u stezne čeljusti kidalice (slika 5.8). Pri ispitivanju, na prethodno spomenutoj univerzalnoj ispitivalici, uz razvlačenje epruvete događa se i sabijanje epruvete u području glave epruvete radi heterogenosti i anziotropnosti aluminijskog sendvič panela. Ovaj problem pojavljuje se i u ispitivanjima drugih autora [107, 108]. Kako bi se izbjeglo neželjeno deformiranje epruveta konstruirana je i izrađena specijalna stezna naprava za prihvat epruveta (slika 5.9). Svi dijelovi stezne naprave izrađeni su od općeg konstrukcijskog čelika S 355 JR. Za ispitivanje pomoću ove stezne naprave potrebno je izraditi epruveta s provrtima na svakom kraju. Pritezanjem vijka M8 x 40 i matice epruveta se steže između steznih pločica. Pritezanje matice izvršeno je moment ključem ograničenim na moment pritezanja od 30 Nm.. Nakon što je epruveta stegnuta stezna naprave se postavlja u čeljusti kidalice. Pomoću ovakve stezne naprave pritisak na glavu epruvete ostaje nepromijenjen te se glava ne deformira. Ista stezna naprava korištena je za ispitivanje epruveta osnovnog materijala i kasnije će se koristiti pri ispitivanju epruveta izrađenih iz spojeva aluminijskih sendvič panela.



Slika 5.7. Skica epruvete za statičko vlačno ispitivanje aluminijskih sendvič panela

Slika 5.8. Epruveta za statičko vlačno ispitivanje deformirana u području postavljenom u stezne čeljusti kidalice



Slika 5.9. Skica stezne naprave za statičko vlačno ispitivanje:
(1) zglobni prihvat, (2) kućište, (3) matica M10, (4) vijak za centriranje M10 x 30, (5) noseća pločica, (6) stezni vijak M8 x 40, (7) stezna pločica, (8) epruveta

Statičko vlačno ispitivanje osnovnog materijala provedeno je na 3 ispitna uzorka. Brzina hoda kidalice pri ispitivanju bila je 10 mm/min. Za svaki uzorak očitana je vrijednost maksimalne sile pri prekidu ispitnog uzorka (tablica 5.7). Izračunata prosječna vrijednost za vlačnu čvrstoću ispitnih uzoraka iznosi $\overline{R_m}$ = 27,68 MPa.

Tablica 5.7 Rezultati statičkog vlačnog ispitivanja uzoraka osnovnog materijala

oznaka uzorka	OM-E9	OM-E10	OM-E11
sila F_m [N]	8510	9150	8870
vlačna čvrstoća R_m [MPa]	26,49	28,7	27,84

5.2.4. Ispitivanje kemijskog sastava vanjskih limova aluminijskih sendvič panela

U Laboratoriju za zaštitu materijala, Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu provedena je kvantitativna kemijska analiza vanjskih limova na aluminijskim sendvič panelima. Maseni udio kemijskih elemenata određen je nerazornom metodom rendgenske fluorescentne spektrometrijske analize (*engl.* X-ray Fluorescence analysis – XRF analysis) pomoću ručnog uređaja Olympus XRF, proizvođača Innov-X Systems Inc., SAD, model: DS 2000-C, serijski broj: 50149. Tablica 5.8 prikazuje izmjerene vrijednosti masenog udjela kemijskih elemenata u vanjskom limu aluminijiskog sendvič panela. Tablica 5.9 prikazuje maseni udio legirnih elemenata u aluminijevoj leguri EN AW-6082 propisan normom HRN EN 573-3:2014 Aluminij i aluminijeve legure - Kemijski sastav i oblik gnječenih proizvoda - 3. dio: Kemijski sastav i oblik proizvoda [122].

Tablica 5.8. Maseni udjeli legirnih elemenata u vanjskom limu aluminijskog sendvič panela

kemijski element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Al
maseni udio (%)	1,21	0,35	0,025	0,54	0,89	-	-	96,88
toleranca +/-	0,04	0,02	0,002	0,02	0,31	-	-	0,26

Tablica 5.9. Udio legirnih elemenata u aluminijevoj leguri EN AW-6082 prema normi HRN EN 573-3:2014 [122]

kemijski element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti
maseni udio (%)	0,7 - 1,3	0,5	0,1	0,4 - 1,0	0,6 - 1,2	0,25	-	0,2	0,1

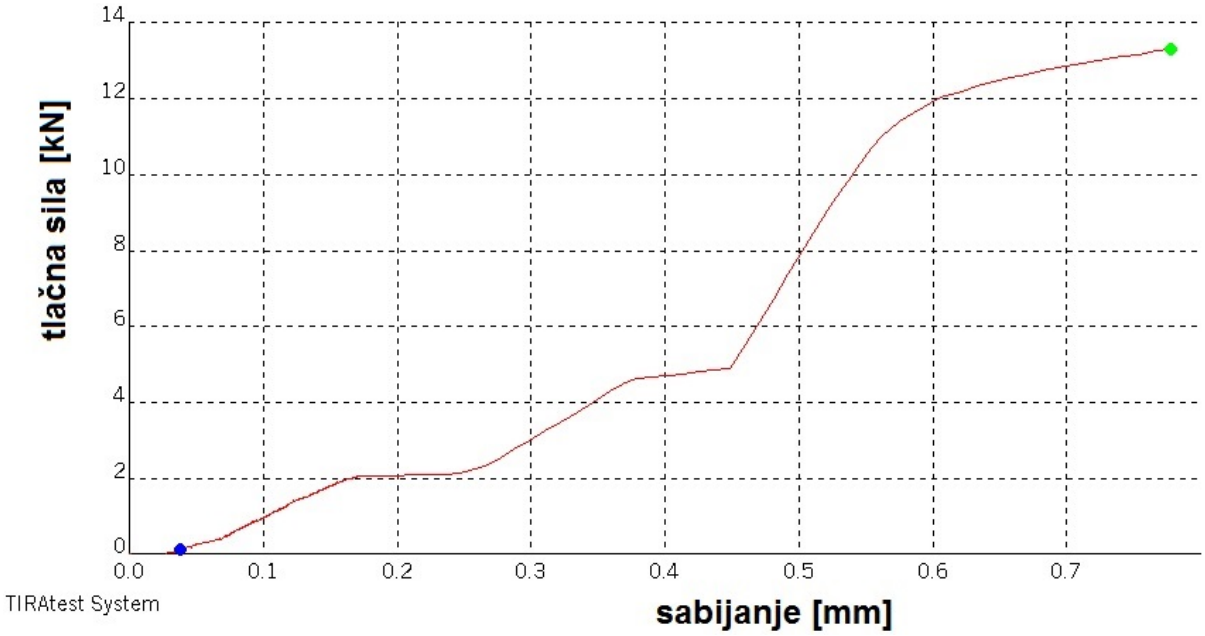
Mjerenje je pokazalo da kemijski sastav vanjskog lima na aluminijskom sendvič panelima odgovara zahtjevima za kemijski sastav aluminijeve legure EN AW-6082.

5.2.5. Statičko tlačno ispitivanje ekstrudiranog aluminijskog profila

Statičko tlačno ispitivanje ekstrudiranog profila aluminijeve legure EN AW-6060-T66, koji se koristi pri zavarivanju kao umetak između panela, provedeno je na 5 uzoraka. Uzorci su označeni s oznakama od E-T1 do E-T5. Ispitivanje je provedeno kako bi se utvrdila potrebna pritisna sila za sabijanje uzorka od 0,7 mm. Brzina porasta sile pri ispitivanju bila je 50 N/s. U računalnom programu TIRAtest Systems očitane su vrijednosti tlačne sile pri sabijanju od 0,7 mm za svaki od ispitnih uzoraka. Rezultati i izračunate vrijednosti $\sigma_{ete0,7}$ prikazani su u tablici 5.10. Slika 5.10 prikazuje krivulju tlačna sila – sabijanje za uzorak E-T1. Ispitivanje svih uzoraka dalo je vlo slične vrijednosti te su dijagrami gotovo identični. Izračunata prosječna vrijednost tlačnog naprezanja pri kojem se događa deformacija od 0,7 mm je $\overline{\sigma_{ete0,7}}$ = 235,72 MPa.

Tablica 5.10. Rezultati statičkog tlačnog ispitivanja aluminijskog profila

oznaka uzorka	E-T1	E-T2	E-T3	E-T4	E-T5
tlačna sila F_t [kN]	13,37	12,87	13,15	13,56	12,26
površina uzorka S_0 [mm^2]	55,5	54,9	56,4	57	52,8
sabijanje s [mm]	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7
tlačno naprezanje pri deformaciji od 0,7 mm - $\sigma_{ete0,7}$ [MPa]	240,9	234,4	233,2	237,9	232,2



Slika 5.10. Dijagram tlačna sila - sabijanje za uzorak E-T1 pri statičkom tlačnom ispitivanju ekstrudiranog aluminijskog profila

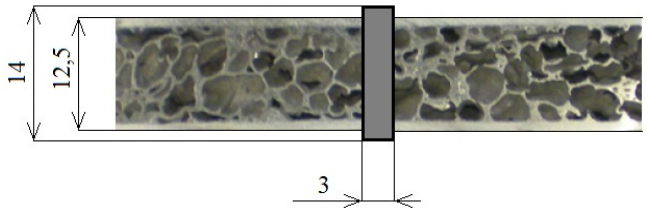
5.3. Oblik spoja i konfiguracija elemenata u spoju

Na temelju preliminarnih ispitivanja i prema iskustvu iz prethodnog istraživanja zavarljivosti APM sendvič panela (*engl.* Advanced Pore Morphology - APM) zavarivanih trenjem rotirajućim alatom [123] određen je oblik spoja koji će se primijeniti u ovom ispitivanju. Budući da je pritisna sila alata na materijal jedan od glavnih čimbenika za ostvarivanje dovođenja topline ona mora biti razmjerno velika. Preliminarna istraživanja na aluminijskim sendvič panelima s jezgrom od aluminijske pjene pokazala su da pri sučeljenom zavarivanju potrebna pritisna sila deformira jezgru i smanjuje debljinu čitavog panela u području ispod alata. Također vanjski lim debljine 1 mm ne daje dovoljno količine materijala za miješanje što je zapravo osnovna potreba za učinkovito spajanje u ovom postupku.

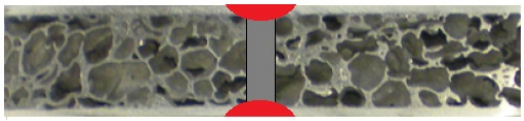
Predviđeno je da će se oba problema riješiti postavljanjem aluminijskog profila između aluminijskih sendvič panela koje je potrebno spojiti (slika 5.11). Aluminijski profil je ekstrudirani profil legure EN AW-6060-T66 dimenzija 20 x 3 mm koji je glodanjem smanjen na 14 x 3 mm. Kemijski sastav ekstrudiranog profila prikazan je u certifikatu materijala dobivenom od proizvođača (PRILOG 1.) Odabrana legura prema literaturi dobro je zavarljiva zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom s legurom koja čini vanjske limove na panelima jer su vrlo sličnih kemijskih sastava i svojstava [44, 45, 66, 100].

Predviđeno je da će se ovakvim oblikom spoja smanjiti tlačno opterećenje aluminijskih sendvič panela jer aluminijski profil preuzima veći dio pritiska te se u njemu stvara toplina

koja se prenosi na panele. Također višak aluminijskog profila koji se nalazi 0,75 mm iznad vanjskih limova panela će nadopunjavati potrebnu količinu materijala za zavarivanje. Preostali dio biti će istisnut iz područja zavarivanja radi toga što će čelo alata biti šire od širine profila (slika 5.12).



Slika 5.11. Dimenzije aluminijskog profila umetnutog između aluminijskih sendvič panela



Slika 5.12. Konačan oblik spoja (crveno područje predstavlja metal zavara)

5.4. Oprema za zavarivanje i mjerenje pritisne sile

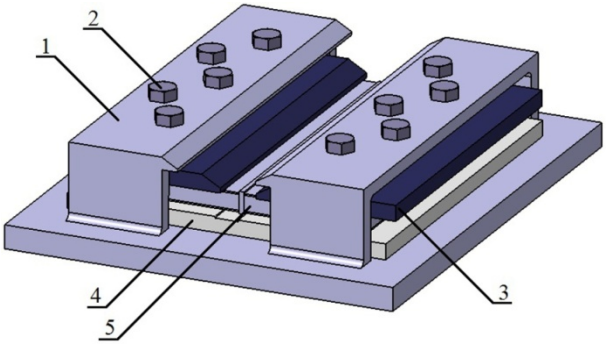
Zavarivanje trenjem rotirajućim alatom izvedeno je na Fakultetu za strojništvo, Univerza v Ljubljani. Za zavarivanje je korištena univerzalna alatna glodalica „Prvomajska ALG-200B“. Snaga pogona glavnog vretena na ovoj alatnoj glodalici je 4 kW. Korištenje univerzalih alatnih glodalica za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom uobičajena je praksa u mnogim istraživanjima ovog postupka [42, 46, 48, 51, 53, 98]. Značajniji nedostatak korištenja univerzalnih alatnih glodalica je nemogućnost regulacije pritisne sile alata na materijale.

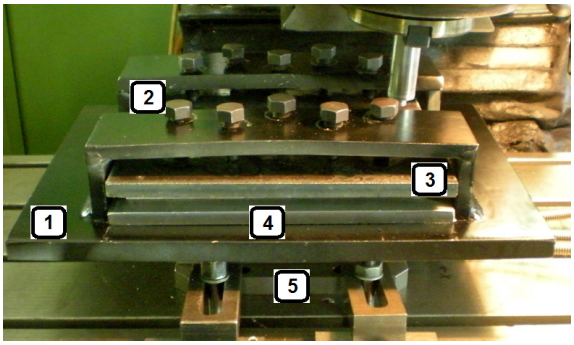
Brzina rotacije alata od 1900 min^{-1} određena je prema najvećoj brzini rotacije alata koju je moguće ostvariti na navedenom stroju. Smjer zavarivanja određen je prema X osi stroja koja je podržana i ručnim i automatskim pogonom. Projektirana je i izrađena stezna naprava pomoću koje je onemogućeno gibanje aluminijskih sendvič panela postavljenih za zavarivanje (slika 5.13). Kućište stezne naprave i pritisne ploče izrađene su od konstrukcijskog čelika S 235 JR. Aluminijski sendvič paneli pripremljeni za zavarivanje postavljeni su u steznu napravu, na podložnu ploču od nehrđajućeg čelika X5CrNiMo17-12-2 debljine 8 mm. Podložna ploča po sredini ima utor dubine 1 mm i širine 15 mm potreban za ulaz aluminijskog profila. Svrha korištenja podložne ploče je zadržavanje topline u području zavarivanja. S gornje strane na aluminijske sendvič panele postavljene su pritisne ploče pomoću kojih se pritisak vijaka ravnomjerno prenosi na cjelokupnu površinu. Stezanje je omogućeno preko 10 vijaka s navojem M16 dužine 40 mm.

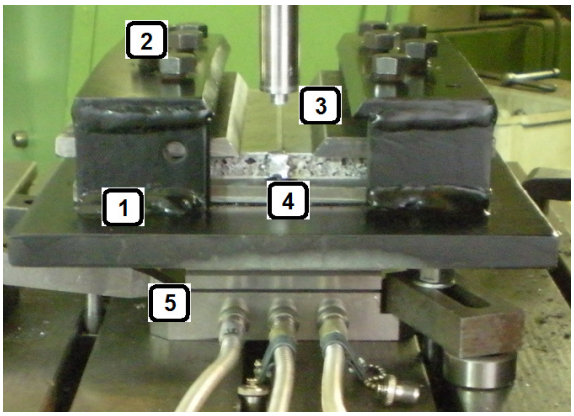
Za mjerenje sila pri zavarivanju stezna naprava je pričvršćena na dinamometar pomoću 7 vijaka s navojem M8 x 30. Korišten je trokomponentni dinamometar KISTLER, tip 9257A,

proizvođača Kistler Instrumente AG, Švicarska. Ovaj instrument postavljen i stegnut na stolu glodalice omogućava mjerenje sila:

a) u smjeru osi Z od 0 do 10 kN (smjer pritisne sile pri zavarivanju),
b) u smjeru osi X od 0 do 5 kN (horizontalna sila u smjeru zavarivanja),
c) u smjeru osi Y od 0 do 5 kN (horizontalna sila okomita na smjer zavarivanja).







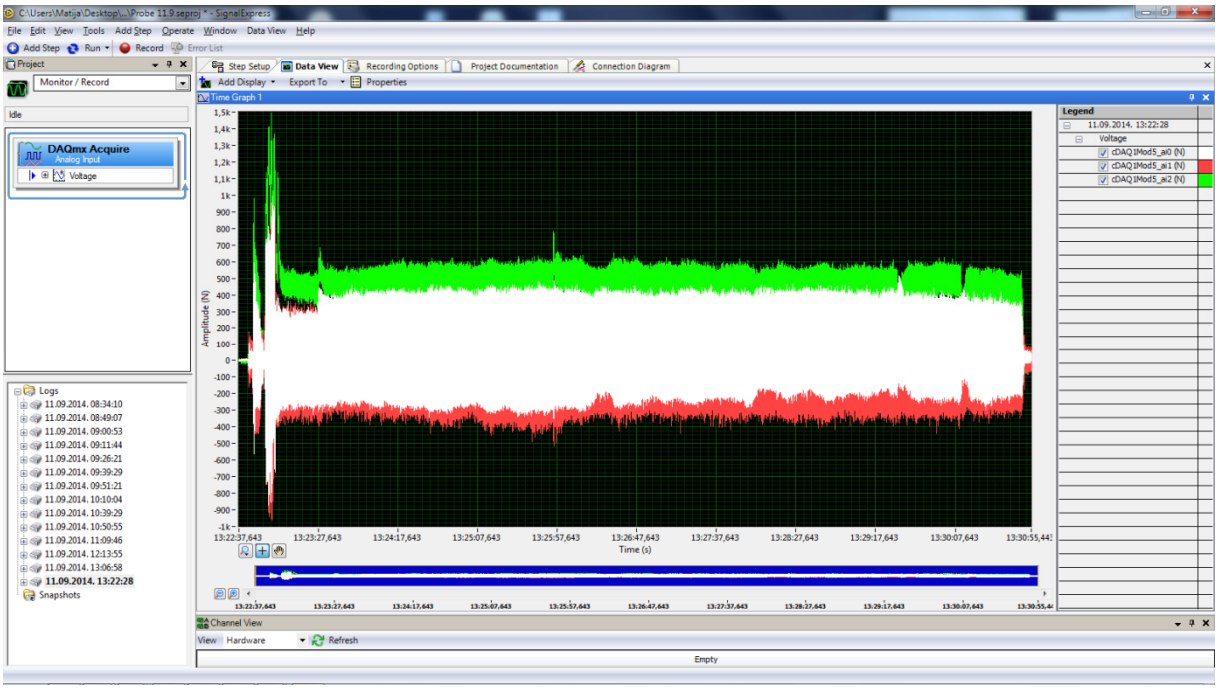
Slika 5.13. Sklop stezne naprave postavljen na dinamometar KISTLER:
1) kućište stezne naprave, 2) stezni vijci, 3) gornja stezna ploča,
4) podložna ploča od nehrđajućeg čelika, 5) KISTLER trokomponentni dinamometar.

Dinamometar na izlazu daje tri odvojena analogna signala u razini jakosti struje. Dinamometar je povezan na višekanalno pojačalo KISTLER, tip 5070A10000, pomoću tri kabla kojima se prenosi signal za svaku os odvojeno. U ovom pojačalu jakost struje se proporcionalno integrira u vrijednost napona te pojačalo kao izlaz daje analogni signal u razini napona. Slika 5.14 prikazuje višekanalno pojačalo KISTLER.

Slika 5.14. Višekanalno pojačalo KISTLER tip 5070A10000

Višekanalno pojačalo povezano je na analogno – digitalni pretvornik sastavljen od National Instruments cDAQ-9172 kućišta i National Instruments 9215 modula (slika 5.15). Modul 9215 prima na 4 različita BNC priključka ulazne analogne signale vrijednosti ± 10 V, obrađuje ih brzinom 100 000 uzoraka u sekundi, u 16-bitnoj rezoluciji analogno – digitalnog pretvaranja. USB 2.0 priključnim kablom cDAQ-9172 kućište je povezano sa USB sabirnicom računala. Signal se snima i obrađuje na osobnom računalu u programu National Instruments Signal Express 2013, koji radi unutar operativnog sustava Windows 7 Professional SP1, na računalu HP ProBook 4510S (slika 5.16). Signal je prikazan u dijagramu na slici 5.16. Os x predstavlja vrijeme dok se na osi y može očitati trenutna sila. Zelena krivulja označava pritisnu silu, bijela krivulja horizontalnu silu u smjeru zavarivanja te crvena krivulja horizontalnu silu okomitu na smjer zavarivanja.

Slika 5.15. National Instruments kućište cDAQ-9172 s priključenim modulom 9215



Slika 5.16. Izgled korisničkog sučelja i snimljenog signala u programu National Instruments Signal Express 2013

5.5. Oblikovanje i izrada alata za zavarivanje

Svi alati za zavarivanje korišteni u eksperimentalnom dijelu rada izrađeni su iz alatnog čelika X38CrMoV5-1, proizvođača Böhler Edelstahl GmbH & CO, Austrija. Tvornički naziv ovog čelika kod proizvođača je W300. Tablica 5.11 prikazuje kemijski sastav alatnog čelika prema certifikatu materijala dobivenom od proizvođača (PRILOG 2.).

Tablica 5.11. Kemijski sastav alatnog čelika X38CrMoV5-1 prema certifikatu proizvođača

kemijski element	C	Si	Mn	Cr	Mo	S	P	V
maseni udio (%)	0,37	0,97	0,48	4,89	1,11	<0,0003	0,019	0,32

Oblik alata za zavarivanje koji će se koristiti za zavarivanje određen je kroz iteracije. Svi alati korišteni u eksperimentu imali su cilindrično tijelo dimenzija Ø20 x 80 mm.

Alati korišteni u iteracijama nisu toplinski obrađeni. Alati korišteni u glavnom dijelu eksperimenta toplinski su obrađeni kako bi im se povećala trajnost s obzirom na dužinu zavara koji će se izvoditi sa svakim alatom. Toplinska obrada alata provedena je u Laboratoriju za toplinsku obradu, Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu. Toplinska obrada alata obuhvatila je:

1. kaljenje – zagrijavanje na temperaturu 1040°C te hlađenje u vakuumu;

2. popuštanje 1. – sporo zagrijavanje na 500°C, držanje 1 sat te sporo hlađenje;
3. popuštanje 2. – sporo zagrijavanje na 580°C, držanje 1 sat te sporo hlađenje;
4. popuštanje 3. – sporo zagrijavanje na 550°C, držanje 1 sat te sporo hlađenje.

Konačna postignuta tvrdoća alata je 50 HRC.

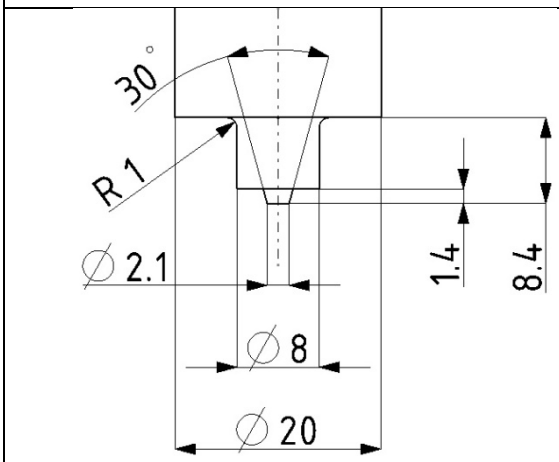
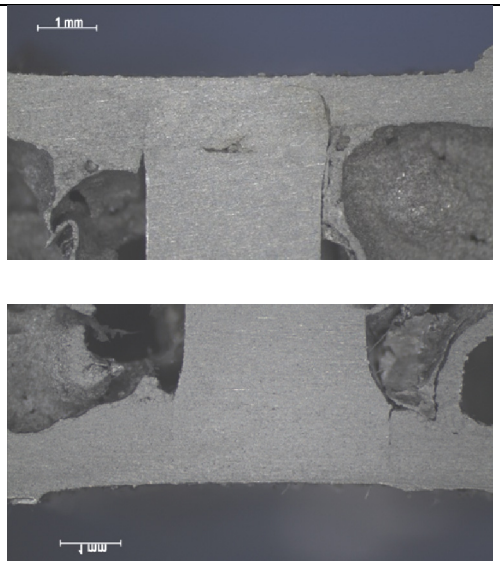
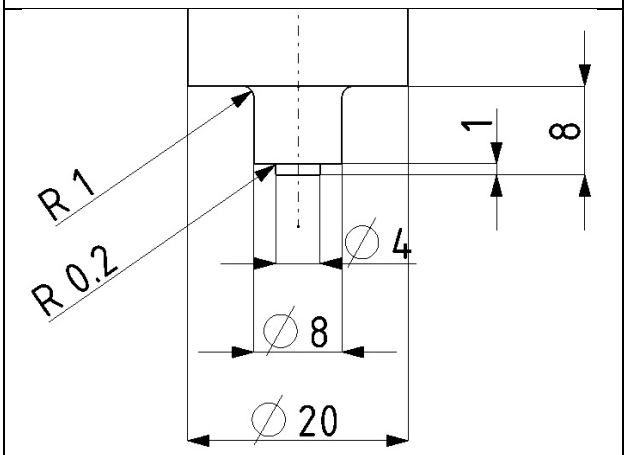
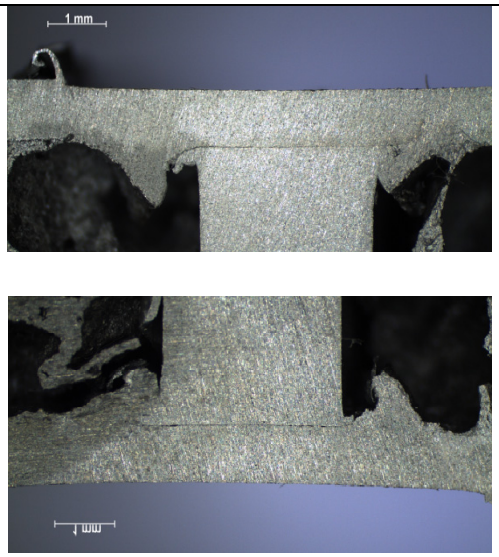
Prvi alat oblikovan je na temelju prethodnih ispitivanja zavarivanja APM sendvič panela [122]. Konstantni parametri zavarivanja pri izvođenju iteracija bili su brzina rotacije alata ω = 1900 min^{-1}, brzina zavarivanja v = 29 mm/min, te kut nagiba alata α_A = 1,5°, a mijenjan je samo oblik alata za zavarivanje. Zavarivanje svakim alatom izvedeno je obostrano. Spoj je imao isti već prethodno opisan raspored elemenata. Nakon zavarivanja iz zavarenog spoja napravljen je uzorak za vizualnu makroanalizu te je utvrđeno da li se alatom može postići spoj bez značajnih nepravilnosti. U tablici 5.12. prikazane su skice korištenih alata te makroizbrusci dobivenih zavarenih spojeva. Svi korišteni alati imali su jednak oblik čela alata i promjer čela Ø8 mm, a variran je samo oblik i dimenzije trna.

Alatom br. 1 dobiven je zavar sa značajnom crvolikom porom, uz naljepljivanje s jedne strane. Zaključeno je da je trn alata prevelikog promjera i prevelike dužine.

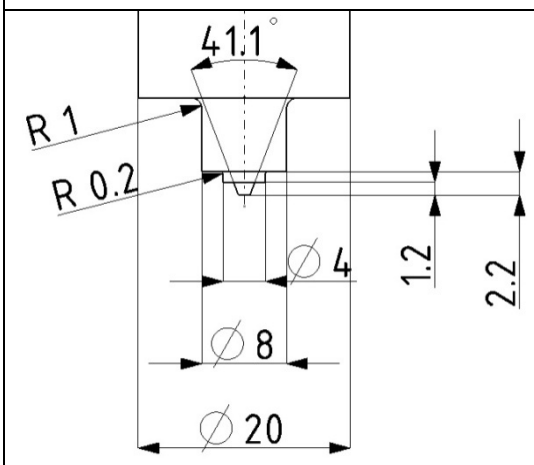
Alat br. 2 oblikovan je kako bi se postiglo zavarivanje limova bočnom površinom trna bez naljepljivanja. Dobiven je zavar u kojem su vanjski limovi uspješno spojeni, no izostao je spoj između zavara i umetnutog aluminijskog profila. Zaključak je bio da je nedostatno zagrijavanje u području 1,5 mm ispod čela alata u osi simetrije alata. Ponovno je korigiran oblik trna te je izrađen alat s dvodijelnim trnom.

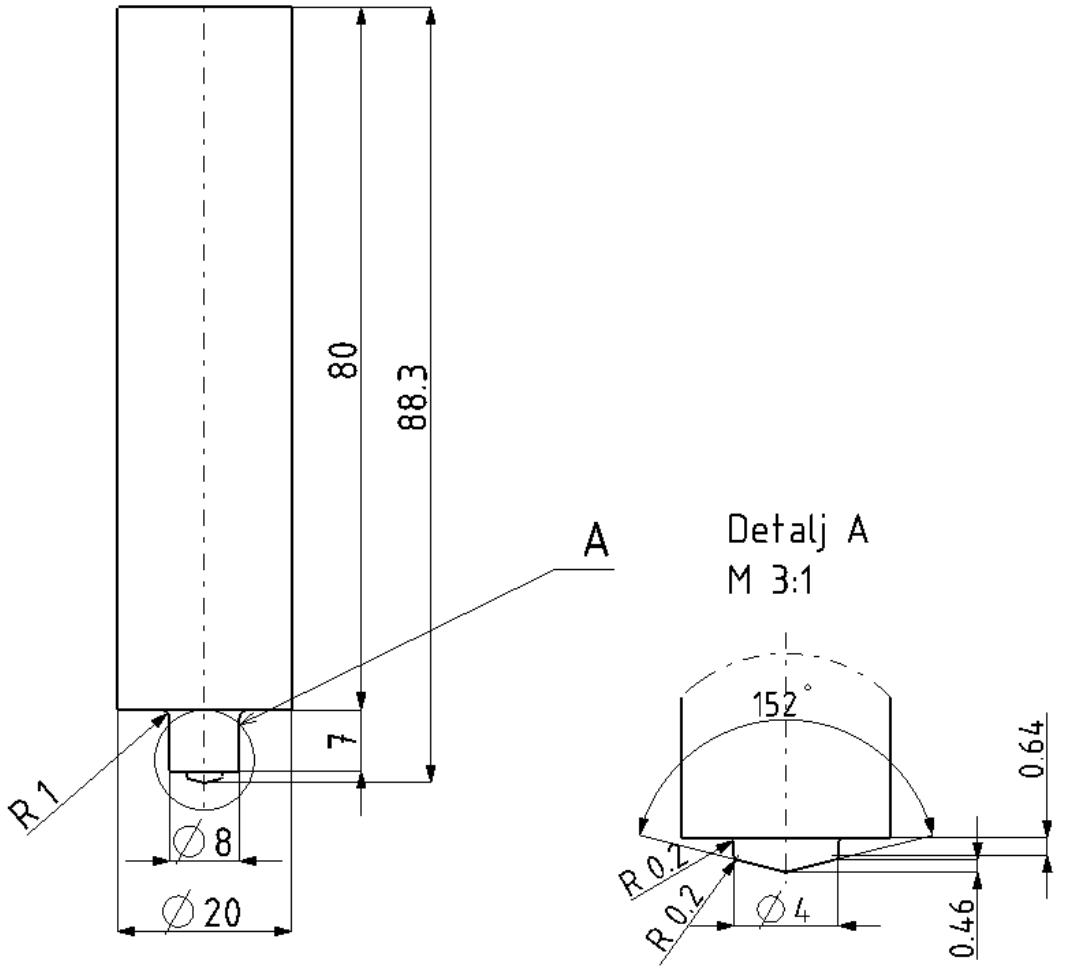
Alatom br. 3 izveden je zavar ponovno s crvolikom porom, ali sada pomaknutom nešto niže prema dužini trna alata. Zaključak je da trn alata treba biti kraći te bez značajnog prijelaza s promjera 4 mm na manji promjer. Stoga je izrađen alat br. 4 s konusnim završetkom trna (slika 5.17). Namjera je da se upotrebom ovog alata bočnom površinom trna ostvari zavarivanje, ali da tupi završetak trna ne odvoji zavar od umetnutog aluminijskog profila. Ovakvim alatom izveden je zavar bez nepravilnosti vidljivih u makroanalizi (5.18). Određeno je da će oblik trna alata br. 4 biti oblik svih alata korištenih u glavnom dijelu eksperimenta. Promjer čela alata biti će promjenjiv parametar na tri razine što znači da će se za zavarivanje izraditi i koristiti tri alata s promjerima čela Ø7 mm, Ø8 mm i Ø9 mm, a s istim oblikom trna. Tehnički crteži korištenih alata nalaze se u PRILOZIMA od 3 do 5.

Tablica 5.12. Skice alata i izrađeni makroizbrusci dobiveni kroz iteracijsko oblikovanje alata

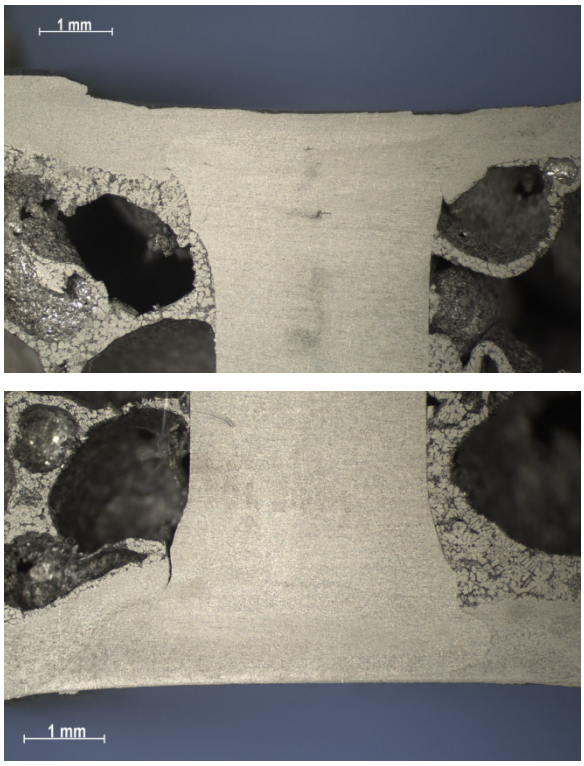
Alat 1. 	
Alat 2. 	

nastavak tablice 5.12

Alat 3. 	



Slika 5.17. Skica alata br. 4 korištenog u posljednjoj iteraciji pri oblikovanju trna alata



Slika 5.18. Markoizbrusci zavara izrađenih alatom br 4.

5.6. Dozvoljena sila pritiska alata na materijale

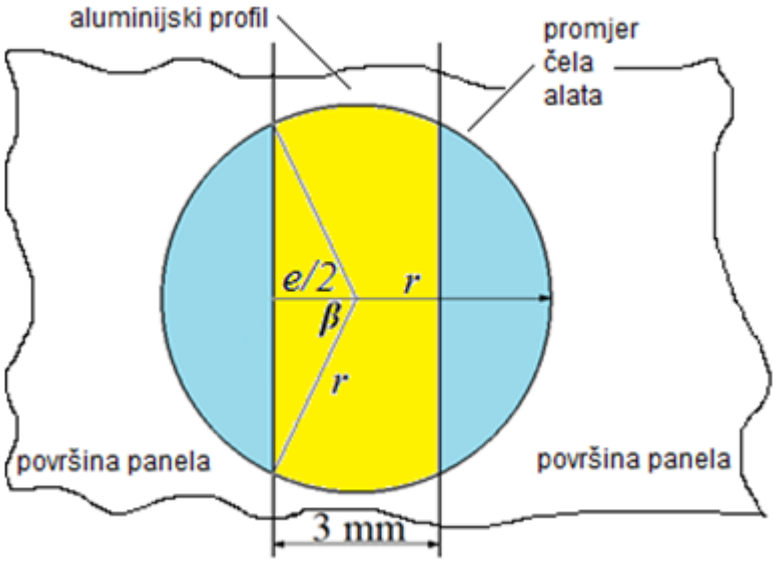
Pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom čelo alata i trn konstantno su u dodiru s osnovnim materijalom. Slika 5.19 prikazuje skicu dodirnih površina između alata, ekstrudiranog profila i limova. S obzirom na specifičan oblik spoja materijala u ovom ispitivanju pritisna sila alata prenosi se na umetnuti aluminijski profil po sredini alata i preko rubova alata na aluminijske sendvič panele. Dodirna površina između alata i umetnutog aluminijskog profila P_{ae} (označena žutom bojom na slici 5.19) različita je od ukupne dodirne površine između alata i limova na aluminijskim sendvič panelima P_{al} (označeno plavom bojom na slici 5.19). P_{al} računa se pomoću izraza (5.11) i (5.12) uzevši u obzir da je širina umetnutog aluminijskog profila e = 3mm te r polumer čela alata.

$$\beta = \cos^{-1}\left(\frac{\frac{e}{2}}{r}\right) \qquad (5.11)$$

$$P_{ali} = 2 \cdot {r_i}^2 \cdot \hat{\beta} - \frac{e}{2} \cdot \sqrt{{r_i}^2 - \left(\frac{e}{2}\right)^2} \qquad (5.12).$$

P_{ap} izračunava pomoću izraza (5.13):

$$P_{aei} = {r_i}^2 \cdot \pi - P_{ali} \qquad (5.13).$$



Slika 5.19. Skica dodirnih površina između alata, ekstrudiranog profila i limova:
e - širina umetnutog aluminijskog profila,
r - polumer čela alata.

Izračunate vrijednosti P_{ali} i P_{aei} za svaki od promjera čela alata prikazane su u tablici 5.13. Tlačno naprezanje u spoju $\sigma_{ets0,7}$ dijeli se na tlačno naprezanje u ekstrudiranom profilu $\sigma_{ete0,7}$ i na tlačno naprezanje u aluminijskim sendvič panelima $\sigma_{et0,7}$:

$$\sigma_{ets0,7} = \sigma_{ete0,7} + \sigma_{et0,7} \qquad (5.14)$$

Umetnuti aluminijski profil i aluminijski sendvič paneli sabijaju se uslijed pritiska alata jednakim intenzitetom te je sabijanje od 0,7 mm proizvoljno odabrano kao granična vrijednost. Pretpostavka je da će se zadovoljavajući zavareni spoj dobiti ako sabijanje aluminijske pjene u jezgri panela ne premaši 0,7 mm. Da bi se aluminijska pjena sabila alatom do te vrijednosti potrebno je istodobno sabiti i umetnuti aluminijski profil na zajedničkoj dodirnoj površini za što je potrebna sila $F_{ete0,7}$:

$$F_{ete0,7} = \sigma_{ete0,7} \cdot P_{aei} \qquad (5.15).$$

Izračunata pritisna sila $F_{ete0,7}$ za svaki promjer čela alata prikazana je u tablici 5.13. Pri izračunu je za $\sigma_{ete0,7}$ uzeta vrijednost $\overline{\sigma_{ete0,7}}$ = 235,72 MPa izračunata u poglavlju 5.2.5.

Za usporedbu, kada aluminijskog profila nebi bilo u spoju, odnosno kada bi se sučeljeno zavarivali samo aluminijski sendvič paneli sila pritiska potrebna da alat deformira panel do sabijanja od 0,7 mm bila bi $F_{et0,7}$:

$$F_{et0,7} = \left(\frac{d_A}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot \sigma_{et0,7} \qquad (5.16).$$

Ako se uzme u obzir $\sigma_{\mathrm{et0,7}} = \overline{\sigma_{\mathrm{et0,7}}} = 5{,}28$ MPa izračunate vrijednosti $F_{\mathrm{et0,7}}$ za svaki od promjera čela alata prikazane su u tablici 5.13. Jasno je vidljivo da je $F_{\mathrm{ete0,7}}$ uvijek značajno veća od $F_{\mathrm{et0,7}}$ što opravdava upotrebu oblika spoja s umetnutim aluminijskim profilom radi povećanja dozvoljene sile pritiska alata F_{N}. Izračunata pritisna sila za svaki promjer čela alata $F_{\mathrm{ete0,7}}$ pri zavarivanju svakim alatom biti će granična pritisna sila. Pri zavarivanju svih spojeva F_{N} je mjerena kako bi se znalo da li ona premašuje $F_{\mathrm{ete0,7}}$, odnosno za svaki alat pri zavarivanju treba biti:

$$F_{\mathrm{ete0,7}} > F_{\mathrm{N}} \qquad (5.17).$$

Tablica 5.13 Izračunate vrijednosti površina djelovanja alata na materijale u spoju i graničnih pritisnih sila

d_{A} [mm]	P_{al} [mm^2]	P_{ae} [mm^2]	$F_{\mathrm{ete0,7}}$ [N]	$F_{\mathrm{et0,7}}$ [N]
7	18,148	20,336	4793,6	203,2
8	26,828	23,437	5524,6	265,4
9	37,128	26,489	6244	335,9

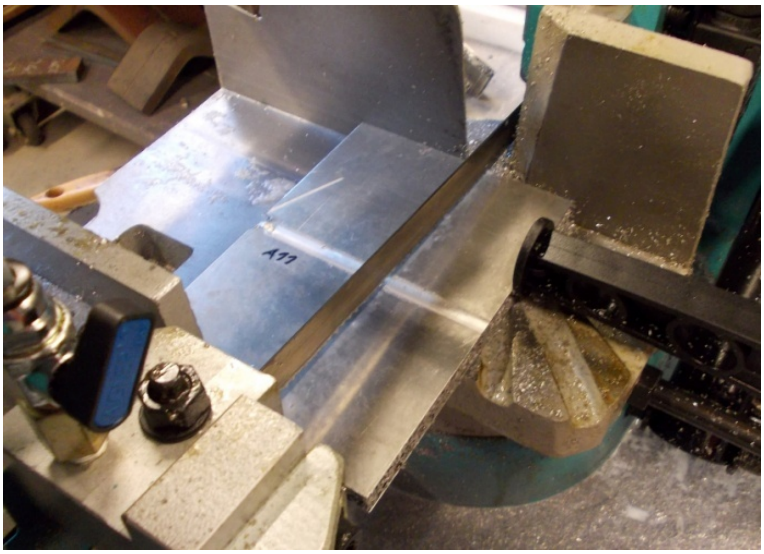
5.7. Parametri zavarivanja

Promjenjivi parametri zavarivanja u glavnom dijelu eksperimenta bili su brzina zavarivanja v (23, 58 i 93 mm/min) , kut nagiba alata u odnosu na osnovni materijal α_{A} (2°, 3° i 4°) i promjer čela alata d_{A} (7, 8 i 9 mm). Stanja pokusa sa pripadajućim parametrima zvarivanja prikazana su u talici 5.14.

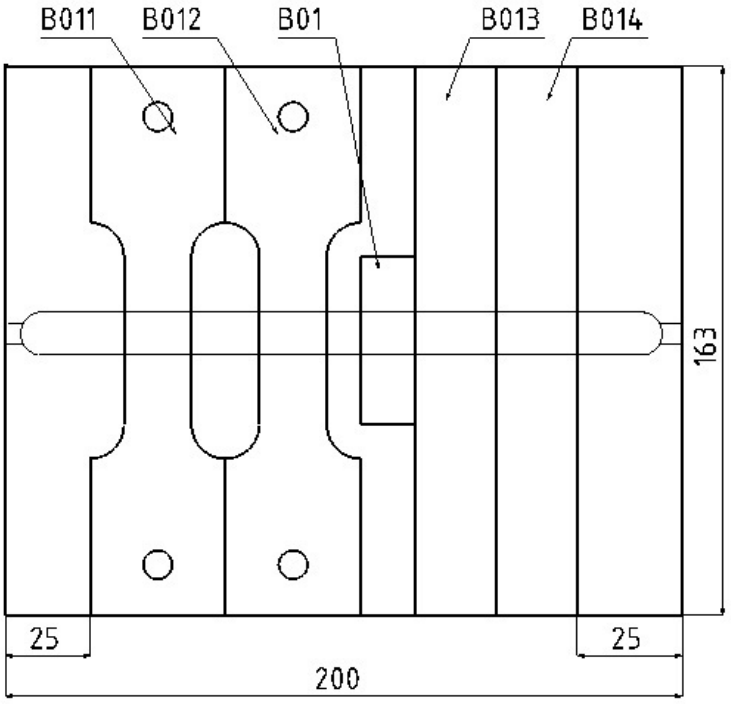
Kao izolirani parametri određeni su: brzina rotacije alata, materijal od kojeg je alat izrađen, oblik i dimenzije trna alata, oblik spoja, materijali u spoju, način stezanja materijala pri zavarivanju i uređaj za zavarivanje. S obzirom na dostupnu opremu sila pritiska alata na materijal nije regulirani parametar već će se ona samo mjeriti, kako bi se iz eksperimenta izdvojili zavari dobiveni uz prekomjernu pritisnu silu alata. Cjelokupni mjerni sustav omogućiti će je istodobno mjerenje sila kojima alat djeluje na osnovni materijal u vremenu na tri kanala i trajan digitalni zapis na računalu. Mjerenje sile ujedno će omogućiti i praćenje stabilnosti procesa zavarivanja.

5.8. Izrada i označavanje uzoraka za mjerenje mehaničkih svojstava zavara i analizu makrostrukture

Iz svih zavarenih spojeva aluminijskih sendvič panela bilo je potrebno izraditi ispitne uzorke - epruvete za provođenja mjerenja mehaničkih svojstava i analizu makrostrukture. Izrađene su epruvete za statičko vlačno ispitivanje, trotočkasto savojno ispitivanje i analizu makrostrukture. Pri dimenzioniranju epruvete treba uzeti u obzir dimenzije koje su određene normom koja propisuje pojedino ispitivanje, te također prijedlog da širina epruvete bude 7 puta veća od prosječne veličine pora kako bi se umanjilo rasipanje podataka uzrokovano heterogenošću materijala. Iz izvedenih spojeva epruvete su izrezane na tračnoj pili „Imet GBS 185 ECO“ uz konstantno hlađenje prilikom rezanja (slika 5.20). Određeno je da će se za statičko vlačno ispitivanje i za trotočkasto savojno ispitivanje izraditi po dvije epruvete, a za analizu makrostrukture jedna epruveta (slika 5.21). Iz spojeva su izdvojeni segmenti širine 25 mm od ruba. U navedenim segmentima nalaze se početak i kraj zavarenog spoja koji se kao rubni uvjeti izdvajaju iz daljnje analize.



Slika 5.20. Rezanje epruveta na tračnoj pili IMET GBS 185 ECO



Slika 5.21. Skica rasporeda izrezivanja epruveta iz jednog zavarenog spoja uz primjer označavanja epruveta

Epruvete određene za statičko vlačno ispitivanje strojno su obrađene glodanjem i bušenjem na potreban oblik i dimenzije na univerzalnoj glodalici „ITAS - Prvomajska GUM 220“ također uz konstantno hlađenje. Epruvete za trotočkasto savojno ispitivanje i epruvete za makroanalizu već nakon rezanja su bile pripremljene na željeni oblik i dimenzije. Epruvete za trotočkasto savojno ispitivanje izrađene su sukladno normi ASTM C 393-00.

Nakon izrezivanja i strojne obrade epruvete su označene na slijedeći način:

1) Prvo slovo u oznaci predstavlja alat kojim je izveden spoj. Slovo A predstavlja alat s promjerom čela 7 mm, slovo B alat s promjerom čela 8 mm, te slovo C alat s promjerom čela 9 mm.
2) Slijedeće dvije znamenke predstavljaju oznaku spoja iz kojeg su izrađene epruvete.
3) Epruvete za statičko vlačno ispitivanje i trotočkasto savojno ispitivanje u oznaci imaju i treću znamenku. Znameke 1 i 2 dodijeljene su epruvetama za statičko vlačno ispitivanje, dok su znamenke 3 i 4 dodijeljene epruvetama za trotočkasto savojno ispitivanje.

U tablici 5.14 su prikazane oznake svih epruveta izrađenih iz svih spojeva aluminijskih sendvič panela.

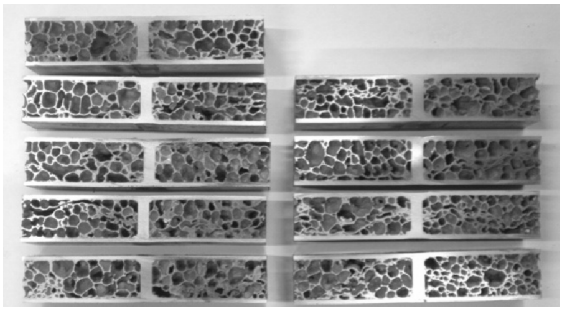
Tablica 5.14. Parametri zavarivanja za sva stanja pokusa i označavanje epruveta

stanje pokusa	brzina zavarivanja [mm/min]	kut nagiba alata [°]	promjer čela alata [mm]	oznaka spoja	epruvete za statički vlačni pokus	epruveta za makroanalizu	epruvete za trotočkasto savijanje
8	58	4	7	A01	A011 A012	A01	A013 A014
9	93	4	7	A03	A031 A032	A03	A033 A034
7	23	4	7	A05	A051 A052	A05	A053 A054
4	23	3	7	A07	A071 A072	A07	A073 A074
5	58	3	7	A09	A091 A092	A09	A093 A094
2	58	2	7	A11	A111 A112	A11	A113 A114
3	93	2	7	A13	A131 A132	A13	A133 A134
1	23	2	7	A15	A151 A152	A15	A153 A154
6	93	3	7	A17	A171 A172	A17	A173 A174
15	58	3	8	B01	B011 B012	B01	B013 B014
20	93	3	8	B03	B031 B032	B03	B033 B034
16	58	3	8	B05	B051 B052	B05	B053 B054
17	58	3	8	B07	B071 B072	B07	B073 B074
18	58	3	8	B09	B091 B092	B09	B093 B094
11	58	2	8	B11	B111 B112	B11	B113 B114
12	93	2	8	B13	B131 B132	B13	B133 B134
10	23	2	8	B15	B151 B152	B15	B153 B154
13	23	3	8	B17	B171 B172	B17	B173 B174
14	58	3	8	B19	B191 B192	B19	B193 B194
22	58	4	8	B21	B211 B212	B21	B213 B214
19	58	3	8	B23	B231 B232	B23	B233 B234
21	23	4	8	B25	B251 B252	B25	B253 B254
23	93	4	8	B27	B271 B272	B27	B273 B274
29	93	3	9	C01	C011 C012	C01	C013 C014
28	58	3	9	C03	C031 C032	C03	C033 C034
32	93	4	9	C05	C051 C052	C05	C053 C054
26	93	2	9	C07	C071 C072	C07	C073 C074

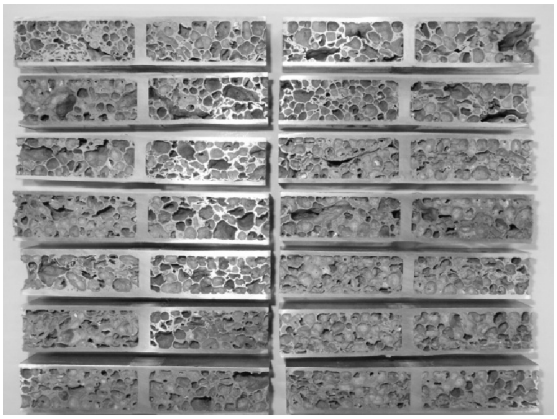
nastavak tablice 5.14

25	58	2	9	C09	C091 C092	C09	C093 C094
27	23	3	9	C11	C111 C112	C11	C113 C114
30	23	4	9	C13	C131 C132	C13	C133 C134
24	23	2	9	C15	C151 C152	C15	C153 C154
31	58	4	9	C17	C171 C172	C17	C173 C174

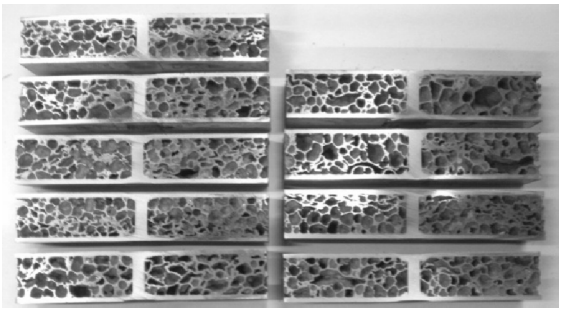
Iz svih spojeva aluminijskih sendvič panela izrađeni su uzorci za analizu makrostrukture zavarenih spojeva. Uzorci širine 15 mm i dužine 50 mm izrezani su na tračnoj pili iz svih zavarenih spojeva, mjesto izrezivanja mprikazano je na slici 5.21. Nakon izrezivanja provedeno je brušenje jedne strane uzorka brusnim papirima ovim redoslijedom zrnatosti: 1) P320, 2) P500, 3) P800, 4) P1000. Slike 5.22, 5.23 i 5.24 prikazuju makroizbruske uzoraka iz grupa A, B i C.



Slika 5.22. Makroizbrusci iz grupe A



Slika 5.23. Makroizbrusci iz grupe B



Slika 5.24. Makroizbrusci iz grupe C

Brušenje je provedeno uz konstantno ispiranje vodom kako se brusna prašina nebi skupljala u porama aluminijske pjene. Prilikom prelaska na finiji brusni papir uvijek je mijenjan smjer brušenja zakretanjem uzorka za 90°. Nakon zadnjeg brušenja uzorci su detaljno isprani vodom te osušeni.

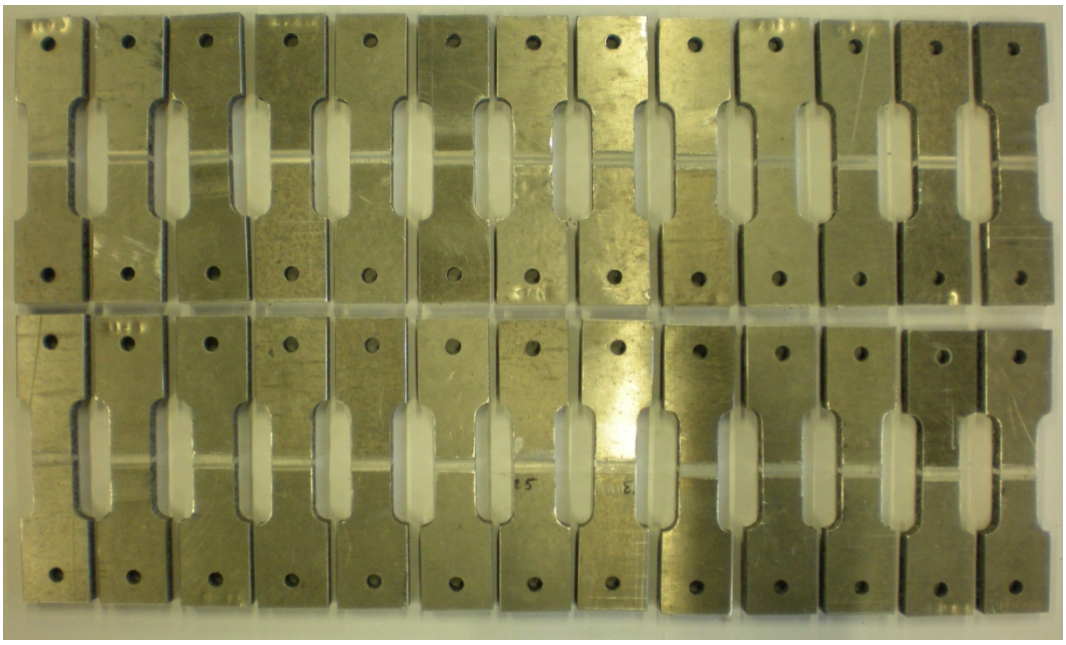
Nakon brušenja površina svakog uzorka predviđena za analizu nagrižena je u reagensu sastavljenom od 84 ml H_2O; 15,5 ml HNO_3; 0,5 ml HF i 3g CrO_3. Ovaj reagens, poznat i pod nazivom Graff-Sargentov reagens, namijenjen je za nagrizavanje aluminijskih legura serija 2xxx, 3xxx, 6xxx i 7xxx. Nagrizanje je provedeno u trajanju od 60 sekundi uz blago miješanje. Nagrizanje predstavlja namjerno kratkotrajno otapanje aluminija kako bi pojedina područja zavarenog spoja bila vidljiva na mikroskopu. Nakon nagrizanja uzorci su isprani i osušeni kako bi se zaustavila reakcija otapanja na površinama koje su bile uronjene u reagens.

5.9. Ispitivanja mehaničkih svojstava zavarenih spojeva

5.9.1. Statičko vlačno ispitivanje zavarenih spojeva

Statičko vlačno ispitivanje provedeno je na 64 epruvete. Redoslijed ispitivanja epruveta bio je određen slučajnim odabirom epruveta iz grupe. Slika 5.25 prikazuje epruvete iz grupe B prije ispitivanja. Kako bi se izbjeglo neželjeno deformiranje epruveta pri ispitivanju konstruirana je i izrađena stezna naprava za prihvat epruveta (korištena je i pri statičkom vlačnom ispitivanju osnovnog materijala). Pritezanje matice izvršeno je moment ključem ograničenim na moment pritezanja od 30 Nm. Nakon što je epruveta stegnuta, stezna naprava je postavljena u čeljusti kidalice. Brzina hoda kidalice pri ispitivanju bila je 10 mm/min. Slika 5.26 prikazuje statičko vlačno ispitivanje uzorka zavarenog spoja aluminijskih sendvič panela.

U računalnom programu TIRAtest Systems praćen je rad univerzalne kidalice te su snimljeni dijagrami sila – pomak za svaku epruvetu. Također su očitane vrijednost maksimalne sile pri prekidu ispitivanja. Naime pri razvlačenju epruveta mjerni sustav kidalice registrira smanjivanje otpora razvlačenju odnosno pad vlačne sile za više od 50%. Pad sile događa se ili radi prekida epruvete ili radi veće plastične deformacije koja rezultira smanjivanjem potrebne vlačne sile. Plastična deformacija rezultat je prekida u jezgri, prekida u limovima ili prekida u zavarenom spoju.



Slika 5.25. Epruvete iz grupe B prije statičkog vlačnog ispitivanja

Slika 5.26. Statičko vlačno ispitivanje uzorka spoja aluminijskih sendvič panela

Tijekom ispitivanja je mjerena najveća vlačna sila F_m [N] pri vlačnom naprezanju. Kako su iz svakog spoja izrađene dvije epruvete izračunata je prosječna vrijednost najveće vlačne sile za svaki par epruveta $\overline{F_m}$. Pomoću izračunatih vrijednosti $\overline{F_m}$ i površine poprečnog presjeka epruvete S_0 izračunava se vlačna čvrstoća spoja R_m prema jednadžbi:

$$R_m = \frac{\overline{F_m}}{S_0} \qquad (5.18)$$

gdje je $\overline{F_{\mathrm{m}}}$ prosječna vrijednost najveće vlačne sile za svaki par epruveta, a S_0 površina poprečnog presjeka epruvete.

5.9.2. Trotočkasto savojno ispitivanje zavarenih spojeva

Trotočkasto savojno ispitivanje epruveta izrezanih iz spojeva provedeno je na 64 ispitna uzorka. Brzina hoda trna pri ispitivanju bila je 8 mm/min. Redoslijed ispitivanja epruveta bio je određen slučajnim odabirom epruveta. Dimenzije ispitnih uzoraka izrađene su shodno normi ASTM C 393-00. Dimenzije oslonaca i razmak je bio identičan kao i pri ispitivanju osnovnog materijala (slika 5.4). Uzorci su savijani između oslonaca pritiskom trna sve dok mjerni uređaj nije registrirao smanjenje otpora odnosno pad sile za više od 50%. Pad sile događa se radi veće plastične deformacije što se karakterizira kao prekid u jezgri, u vanjskim limovima aluminijskog sendvič panela, u zavarenom spoju ili u zoni utjecaja topline. U računalnom programu TIRAtest Systems snimljeni su dijagrami sila – pomak trna za svaku epruvetu. Također su očitane vrijednost maksimalne sile pri prekidu ispitivanja.

Naprezanje u zavarenim spojevima pri najvećoj sili pri trotočkastom savojnom ispitivanju računa se prema jednadžbi [120]:

$$\sigma_{\mathrm{ms}} = \frac{F_{\mathrm{f}} \cdot l}{2t_{pl} \cdot (d + c) \cdot b} \qquad (5.19)$$

gdje su l – razmak između oslonaca, t_{pl} – debljina vanjskog lima aluminijskog sendvič panela, c – debljina jezgre panela, d – debljina panela i b – širina ispitnog uzorka. Ako se potrebne dimenzije uvrste u prethodnu jednadžbu dobiva se odnos naprezanja σ_{s} i maksimalne sile pri trotočkastom savijanju F_{f}:

$$\sigma_{\mathrm{ms}} = \frac{105}{1104} \cdot F_{\mathrm{f}} \qquad (5.20)$$

Naprezanje u zavarenim spojevima σ_{ms} pri najvećoj sili pri trotočkastom savojnom ispitivanju predstavlja savojnu čvrstoću R_{ms} [MPa].

5.10. Oblikovanje eksperimenta i plan pokusa

Da bi se na znanstveno ispravan način dobili relevantni podaci o tome kako određeni parametri u procesu djeluju na promatrane izlazne karakteristike potrebno je pažljivo osmisliti eksperiment, isplanirati redoslijed izvođenja te provesti pokuse. Planiranje pokusa moglo bi se opisati kao statistički optimirano eksperimentiranje koje se provodi u svrhu dobivanja maksimuma informacija o istraživanom sustavu (procesu). Kao rezultat dobiva se adekvatan

model pogodan za daljnju optimizaciju, a uz razuman utrošak resursa (vremena i financijskih sredstava).

Cilj ovog doktorskog rada je doprinijeti razumjevanju djelovanja parametara postupka zavarivanja trenjem rotirajućim alatom na mehanička svojstva nastalog spoja i pojavu nepravilnosti u zoni zavarenog spoja pri zavarivanju aluminijskih sendvič panela s jezgrom od aluminijske pjene. Predviđeno je da će se primjenom faktorskog plana pokusa te analizom rezultata definirati matematički modeli kojima će se moći procijeniti (estimirati) parametri vlačne i savojne čvrstoće u spojevima aluminijskih sendvič panela.

U faktorskom planu pokusa istodobno se promatra utjecaj 2 ili više faktora (parametara) pri čemu će najpotpuniji opis sustava (procesa) dati potpuni faktorski plan u kojem se promatraju sve moguće kombinacije razina faktora. Na taj način moguće je dobiti ne samo utjecaj jednog faktora već i njihovo međudjelovanje (interakciju). Razlog za upotrebu pokusa s 3 faktora na 3 razine u ovom istraživanju jest mogućnost uključivanja članova drugog reda u regresijski model. Regresijski model moguće je prikazati grafički u tri dimenzije pri čemu se dobiva ploha odziva ili u dvije dimenzije gdje se dobivaju tkz. konturni dijagram. Faktorski planovi pokusa tipa 3^k su adekvatni ako se radi o pravilnom kubičnom eksperimentalnom prostoru te ako nema ograničenja obzirom na broj stanja pokusa koji se trebaju izvesti. Takav plan pokusa ima vrlo slične karakteristike kao i puni faktorski plan pokusa 2^k ali uzimajući u model i članove drugog reda. Odabirom raspona u kojem će se varirati faktori definiran je eksperimentalni prostor u kojem je potrebno pronaći funkciju koja definira odnos zavisne varijable i nezavisnih varijabli (faktora u planu pokusa). Budući da su ulazne varijable kontinuiranog karaktera, a konačni cilj je modeliranje odzivne površine, koristi se metodologija odzivne površine.

Kako bi se bolje razumjeli kompleksni procesi kao što je u ovom slučaju zavarivanje trenjem rotirajućim alatom potrebna je primjena naprednih tehnika prethodno spomenute metodologije odzivne površine (engl. *Response Surface Methodology - RSM*). Metodologija odzivne površine daje mogućnost kvantifikacije relacija između ulaznih varijabli i odzivnih vrijednosti uz mogućnost efikasne optimizacije odziva [124].

Kao uvjet za upotrebu metodologije odzivne površine trebaju postojati barem dvije nezavisne varijable (x_1 i x_2) i jedna zavisna varijabla (y). Rezultat procesa (zavisne varijable) je moguće formulirati preko izraza:

$$y = f(x_1, x_2) + \epsilon \qquad (5.21)$$

gdje je ε pogreška ili šum koji se javlja u odzivu y. Nadalje, očekivana vrijednost odziva može se formulirati preko sljedećeg izraza:

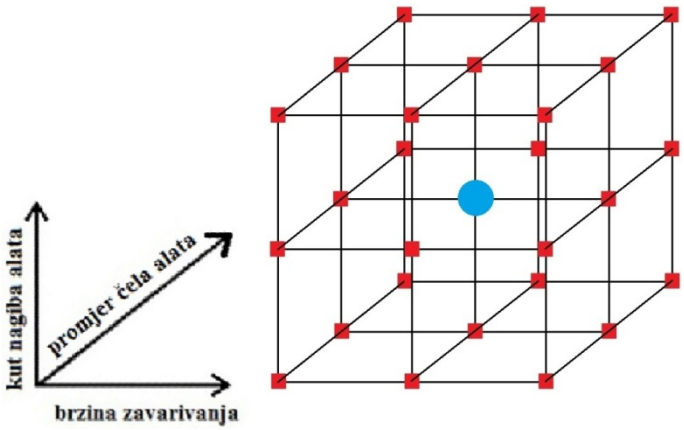
$$E(y) = f(x_1, x_2) \qquad (5.22)$$

To je ujedno i oblik odzivne površine. U literaturi se navodi kako se funkcija odziva može koristiti i do 15 % izvan eksperimentalnog prostora (ekstrapolacija) [124, 125]. Razvojem standardne pogreške modela preko eksperimentalnog područja ona pokazuje trend iznimnog povećanja nepreciznosti izlaskom iz definiranog prostora eksperimentiranja.

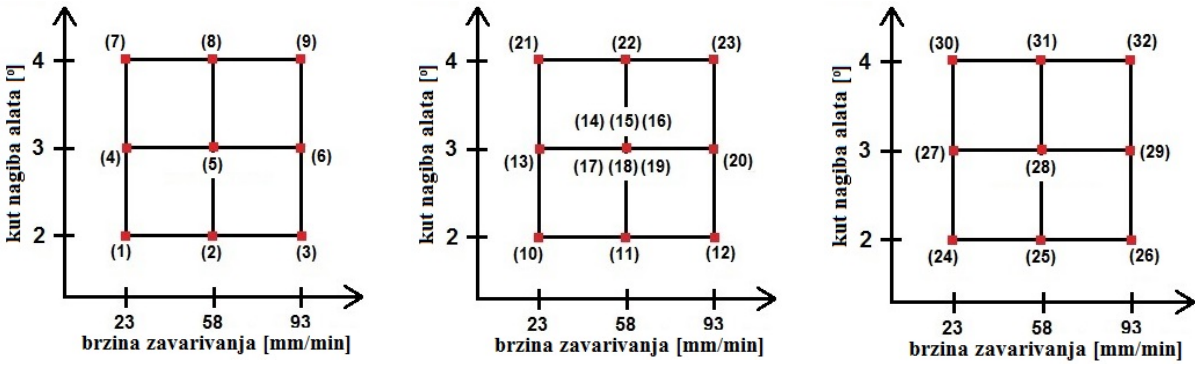
U ovom slučaju cilj je odrediti ulazne vrijednosti koje će dati najveću vlačnu čvrstoću R_m pri statičkom vlačnom ispitivanju u spojevima i najveću savojnu čvrstoću R_{ms} pri trotočkastom savijanju koje ispitni uzorak može podnijeti. Tri ulazne varijable koje se mijenjaju u eksperimentu su brzina zavarivanja *v,* kut nagiba alata α_A i promjer čela alata d_A. Stoga je matematički model moguće opisati kao:

$$R_m, R_{ms} = f(v, \alpha_A, d_A) + \varepsilon \qquad (5.23)$$

Za oblikovanje odzivne površine u faktorskom planu pokusa s 3 faktora na 3 razine potrebno je izvesti 32 stanja pokusa od kojih je 6 stanja pokusa u „centru“ odnosno sva 3 parametra su na srednjoj razini. Slika 5.27 prikazuje stanja pokusa u prostornom prikazu u kojemu osi prostora predstavljaju promjenjive parametre. Crveno su označena stanja pokusa, a plavo središnja točka s 6 ponavljanja. Osim prostorno, sva stanja pokusa mogu se prikazati i u 3 ravnine npr. ako se prostor podijeli po osi koja predstavlja promjer čela alata (slika 5.28)



Slika 5.27. Stanja pokusa u prostornom prikazu



a) b) c)

Slika 5.28. Stanja podijeljena u 3 ravnine prema faktoru promjera čela alata d_A:

a) d_A = 7 mm;

b) d_A = 8 mm;

c) d_A = 9 mm;

5.10.1. Obrada i analiza dobivenih podataka

Nakon izvođenja eksperimentalnog dijela rada svi mjerenjima dobiveni podaci statistički su obrađeni i analizirani. Za obradu i analizu podataka korišten je računalni program Design Expert 9.0.4.1. Broj stanja pokusa te cijena i nedostupnost osnovnog materijala u obliku malih dimenzija ploča odredili su izvođenja stanja pokusa bez ponavljanja. Da bi dobiveni rezultati bili vjerodostojniji i bez ponavljanja stanja pokusa iz svakog spoja izrađene su i ispitane po dvije epruvete za statičko vlačno ispitivanje i dvije epruvete za trotočkasto savojno ispitivanje. Rezultati mehaničkih svojstava mjerenih iz dviju epruveta za svaki zavareni uzorak objedinjeni su u prosječnu vrijednost koja je kasnije služila u statističkoj obradi podataka i izradi pripadajućeg modela. Time je smanjenja mogućnost pogreške koja se mogla pojaviti zbog grubog propusta ili nepravilnosti u provođenju mjerenja ili provedbe samo jednog mjerenja. Analiza podataka provedena u slijedećim koracima:

1. Redukcija modela - provodi se isključivanjem neznačajnih članova čija je p-vrijednost veća od 0,05. Svi članovi čija je p-vrijednost manja od 0,05 sačinjavaju model. Pravi smisao p-vrijednosti je u testiranju hipoteze H_0 prema alternativnoj hipotezi H_1. Naime, p-vrijednost je vjerojatnost postizanja F vrijednosti ako se prihvati H_0, tj. ako nema značajnog utjecaja faktora. p-vrijednost se definira kao najniža razina signifikantnosti koja rezultira odbacivanjem H_0. Male p-vrijednosti upućuju na odbacivanje H_0 i prihvaćanje alternativne hipoteze H_1, tj. ukazuju da postoji značajan utjecaj faktora na promatranu izlaznu veličinu. Ako su p-vrijednosti određenih članova nešto veće od 0,05 ne treba ih automatski odbacivati jer one mogu biti rezultat odstupanja u mjerenju i sl. Analizom varijance (ANOVA)

provjerava se značajnost predloženog modela. Ako je p-vrijednost manja od 0,05 model je značajan. Određuju se vrijednosti koeficijenta determinacije R^2 koja definira iznos varijacije objašnjene modelom. *Prilagođena vrijednost* R^2 definira iznos varijacije objašnjene modelom koja uzima u obzir broj članova modela. *Prilagođena vrijednost* R^2 se smanjuje kako broj članova u modelu raste i ako oni ne dodaju nikakvu vrijednost modelu. *Predviđena vrijednost* R^2 je mjera iznosa varijacija novih podataka objašnjenih u modelu. Razlika između *prilagođene vrijednosti* R^2 i *predviđene vrijednosti* R^2 ne smije biti veća od 0,2 inače postoji problem ili s podacima ili s modelom. Također se definira i matematički model ovisnosti izlaznih mjerenih veličina o ulaznim parametrima. Navedene vrijednosti definirane su jednadžbama (5.24), (5.25) i (5.26).

$$R^2 = 1 - \left[\frac{SKO_{\text{ost}}}{SKO_{\text{ost}} + SKO_{\text{model}}}\right] \qquad (5.24).$$

Prilagođena vrijednost R^2:

$$R^2 = 1 - \left[\frac{\frac{SKO_{\text{ost}}}{ss_{\text{ost}}}}{\frac{SKO + SKO_{\text{model}}}{ss_{\text{ost}} + ss_{\text{model}}}}\right] \qquad (5.25)$$

Predviđena vrijednost R^2:

$$R^2 = 1 - \left[\frac{PRESS}{SKO_{\text{ost}} + SKO_{\text{model}}}\right] \qquad (5.26).$$

U prethodnim jednadžbama definiraju se:

SKO_{ost} – suma kvadrata odstupanja ostatka;

SKO_{model} – suma kvadrata odstupanja modela;

ss_{ost} – stupnjevi slobode ostatka;

ss_{ost} – stupnjevi slobode modela;

PRESS – predviđeni ostaci greške sume kvadrata, tj. mjera koliko model odgovara točkama eksperimenta.

2. Dijagnostika modela – pomoću postojećih kriterija tj. programskih alata provjeravaju se i analiziraju podaci kako bi se odredila vjerodostojnost (adekvatnost) modela i kritične točke koje utječu na odzivnu funkciju. Time se može utjecati na isključivanje pojedinih točaka ili provjeru rezultata mjerenja kako bi se smanjila mogućnost pojave greške (npr. ako neka točka ima veliko odstupanje možda je došlo do pogreške pri unosu podataka). Osim toga, predlažu se i eventualne transformacije odzivnih vrijednosti.

3. Izrada grafičkih prikaza modela u 2D i 3D prikazu – u predzadnjoj fazi se izrađuju grafički prikazi odzivnih površina mjerenih izlaznih varijabli u ovisnosti o stanju eksperimenta u 2D ili 3D prikazu. Grafički se mogu vizualizirati kritična područja ili predočiti rješenja za poboljšavanje modela.

4. Optimizacija odzivnih veličina – definiranje rješenja tj. veličine ulaznih parametara koji će omogućiti postizanje spojeva najveće vlačne čvrstoće R_m pri statičkom vlačnom ispitivanju i najvećeg savojne čvrstoće R_{ms} pri trotočkastom savijanju.

6. REZULTATI ISPITIVANJA, ANALIZA I RASPRAVA

6.1. Rezultati zavarivanja uz mjerenje pritisne sile

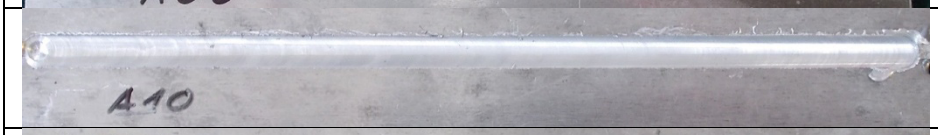
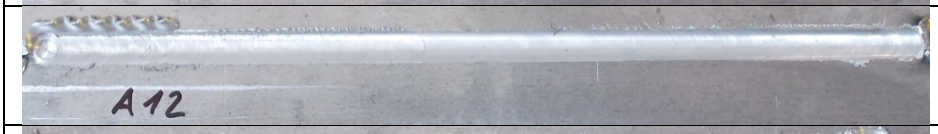
Zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom izvedeno je prema predviđenom planu pokusa. Ukupno je izvedeno 64 zavarena spoja što čini 32 spoja aluminijskih sendvič panela odnosno 32 stanja pokusa. Tablica 6.1 prikazuje redoslijed izvođenja pojedinih stanja pokusa prema kojemu se može utvrdti stalna promjena parametara.

Tablica 6.1. Redoslijed izvođenja stanja pokusa i označavanje spojeva

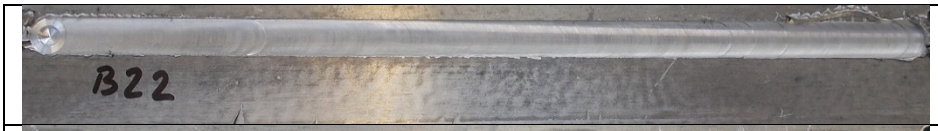
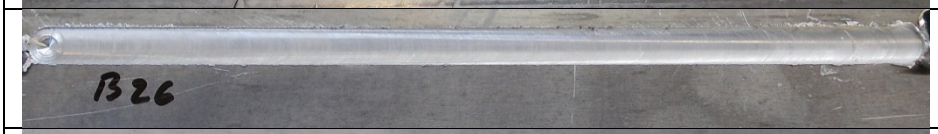
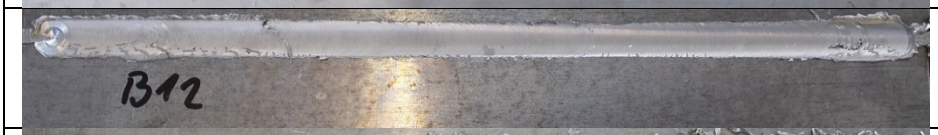
R.br.	oznaka zavara	oznaka spoja	datum (2014.)	promjer čela alata [mm]	brzina zavarivanja [mm/min]	kut nagiba alata [°]
1	B01/B02	B01	10.9.	8	58	3
2	B03/B04	B03	10.9	8	93	3
3	B05/B06	B05	10.9.	8	58	3
4	B07/B08	B07	10.9.	8	58	3
5	C01/C02	C01	11.9.	9	93	3
6	C03/C04	C03	11.9.	9	58	3
7	C05/C06	C05	11.9.	9	93	4
8	C07/C08	C07	11.9.	9	93	2
9	B09/B10	B09	11.9.	8	58	3
10	C09/C10	C09	16.9.	9	58	2
11	C11/C12	C11	16.9.	9	23	3
12	C13/C14	C13	16.9.	9	23	4
13	C15/C16	C15	16.9.	9	23	2
14	C17/C18	C17	16.9.	9	58	4
15	A01/A02	A01	16.9.	7	58	4
16	A03/A04	A03	16.9.	7	93	4
17	A05/A06	A05	17.9.	7	23	4
18	A07/A08	A07	17.9.	7	23	3
19	A09/A10	A09	17.9.	7	58	3
20	A11/A12	A11	17.9.	7	58	2
21	A13/A14	A13	17.9.	7	93	2
22	A15/A16	A15	17.9.	7	23	2
23	A17/A18	A17	17.9.	7	93	3
24	B11/B12	B11	18.9.	8	58	2
25	B13/B14	B13	18.9.	8	93	2
26	B15/B16	B15	18.9.	8	23	2
27	B17/B18	B17	23.9.	8	23	3
28	B19/B20	B19	23.9.	8	58	3
29	B21/B22	B21	23.9.	8	58	4
30	B23/B24	B23	23.9.	8	58	3
31	B25/B26	B25	23.9.	8	23	4
32	B27/B28	B27	23.9.	8	93	4

Na slikama u tablici 6.2 prikazani su primjeri zavarenih spojeva dobiveni alatom s promjerom čela 7 mm. Na slikama u tablicama 6.3 i 6.4 prikazani su primjeri zavarenih spojeva dobiveni alatima s promjerima čela 8 mm i 9 mm s istim parametrima kao i u prethodnoj tablici 6.2.

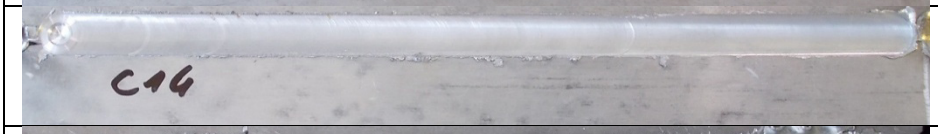
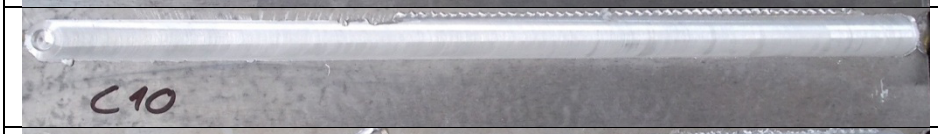
Tablica 6.2. Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 7 mm

	v = 58 mm/min α_A = 4°
	v = 23 mm/min α_A = 4°
	v = 58 mm/min α_A = 3°
	v = 58 mm/min α_A = 2°
	v = 93 mm/min α_A = 2°

Tablica 6.3. Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 8 mm

	v = 58 mm/min α_A = 4°
	v = 23 mm/min α_A = 4°
	v = 58 mm/min α_A = 3°
	v = 58 mm/min α_A = 2°
	v = 93 mm/min α_A = 2°

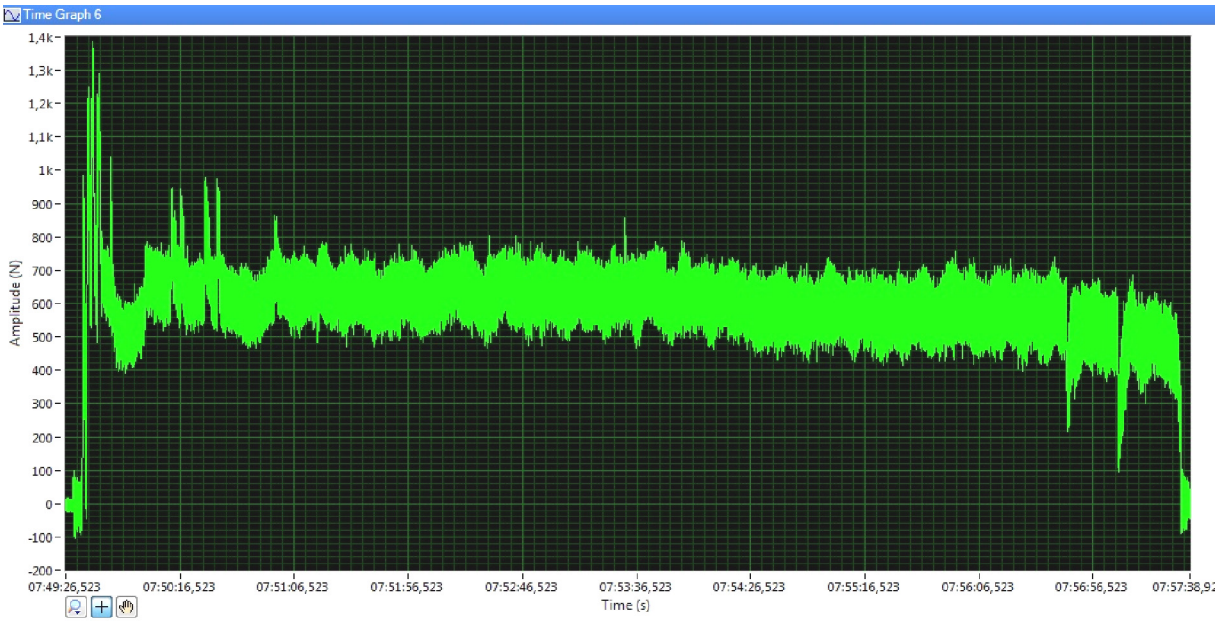
Tablica 6.4. Primjeri zavarenih spojeva dobiveni pomoću alata s promjerom čela 9 mm.

	v = 58 mm/min α_A = 4°
	v = 23 mm/min α_A = 4°
	v = 58 mm/min α_A = 3°
	v = 58 mm/min α_A = 2°
	v = 93 mm/min α_A = 2°

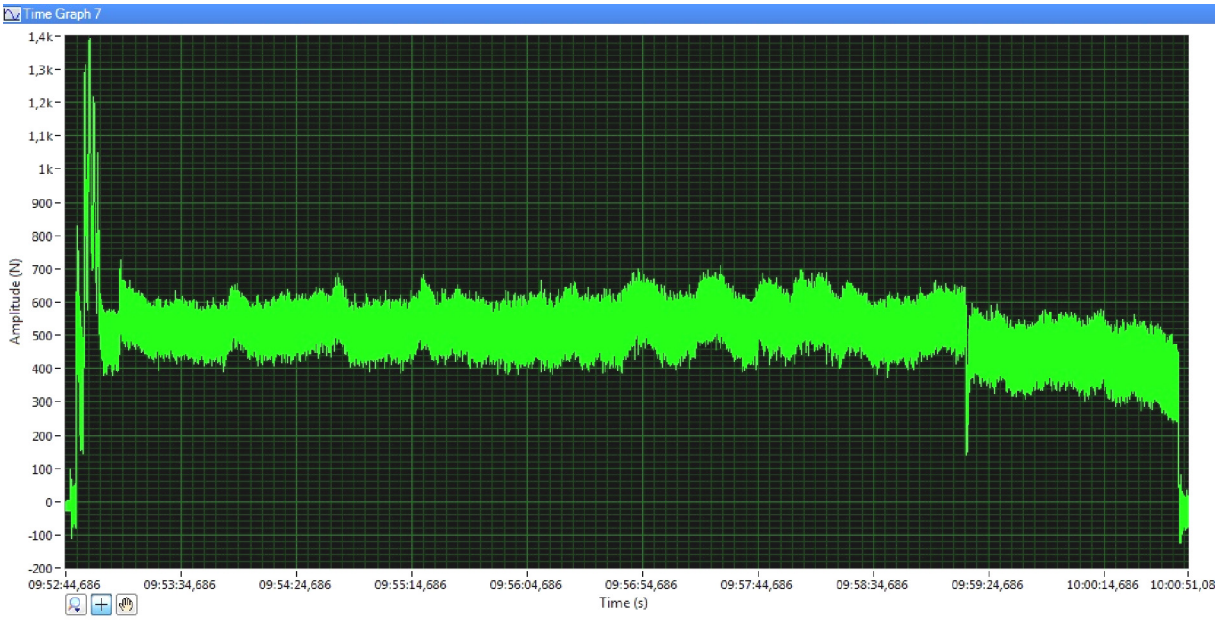
Iz navedenih primjera zavarenih spojeva vidljivo je da se svi spojevi prema izgledu lica zavara bitno ne razlikuju. Širina lica zavara povećava se s povećanjem promjera čela alata. Brzine zavarivanja 23, 58 i 93 mm/min daju minimalno različite hrapavosti lica zavara. Porastom brzine zavarivanja povećava se hrapavost lica zavara. Također, određeni zavari izgledom lica razlikuju se od ostalih radi malo veće dubine ulaza čela alata u materijal. Nešto veće, ali ne i prekomjerno istiskivanje materijala te udubljenje lica zavara vidljivo je na spojevima kod kojih je dubina ulaza čela alata u materijal bila veća za 0,1 do 0,2 mm.

Pri zavarivanju svakog spoja mjerena je pritisna sila kako bi se iz eksperimenta izdvojili zavari dobiveni prekomjernom silom pritiska alata na materijale u spoju. Unaprijed je određeno da se pritisna sila ograničava te da se paneli nesmiju sabiti više od 0,7 mm (poglavlje 5.6). Granična pritisna sila za alat s promjerom čela 7 mm je 4793,6 N; za alat s promjerom čela 8 mm je 5524,6 N te za alat s promjerom čela 9 mm je 6244 N. Neke od dijagrama promjene pritisne sile u vremenu prikazuju slike od 6.1 do 6.14.

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar A09 (slika 6.1) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,39 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 1 kN, točnije u prosjeku je bila oko 0,65 kN. Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar A10 (slika 6.2) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja također bila 1,39 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 800 N, točnije u prosjeku je bila oko 500 N. Oba zavara izrađena s pritisnom silom znatno ispod granične pritisne sile od 4793,6 N .

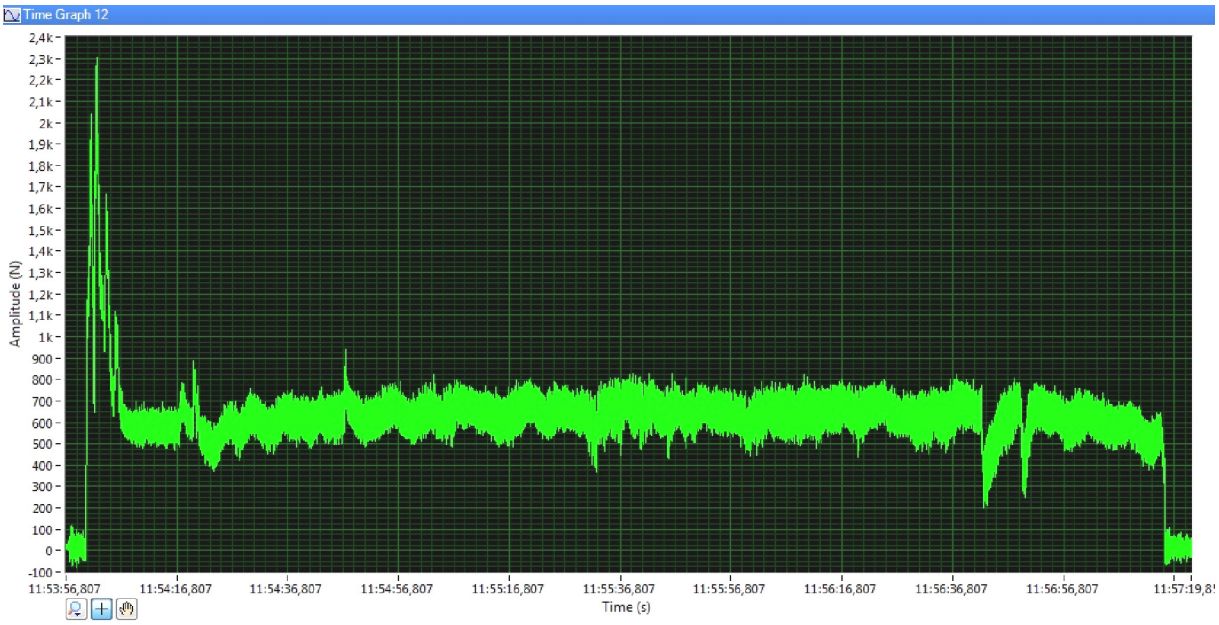


Slika 6.1. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A09

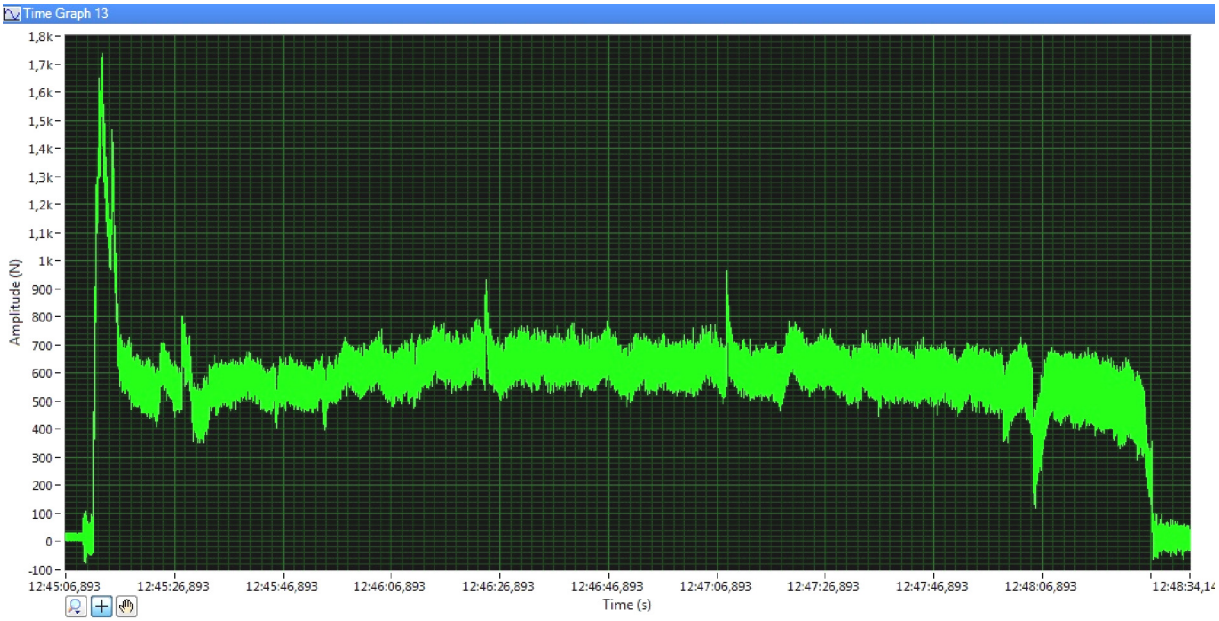


Slika 6.2. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A10

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar A11 (slika 6.3) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 2,3 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila u prosjeku je bila oko 650 N. Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar A12 (slika 6.4) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,74 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 1,0 kN; u prosjeku je bila oko 600 N. Pri zavarivanju svih ostalih spojeva alatom s promjerom čela 7 mm pritisna sila alata na materijal bila je ispod granične pritisne sile.



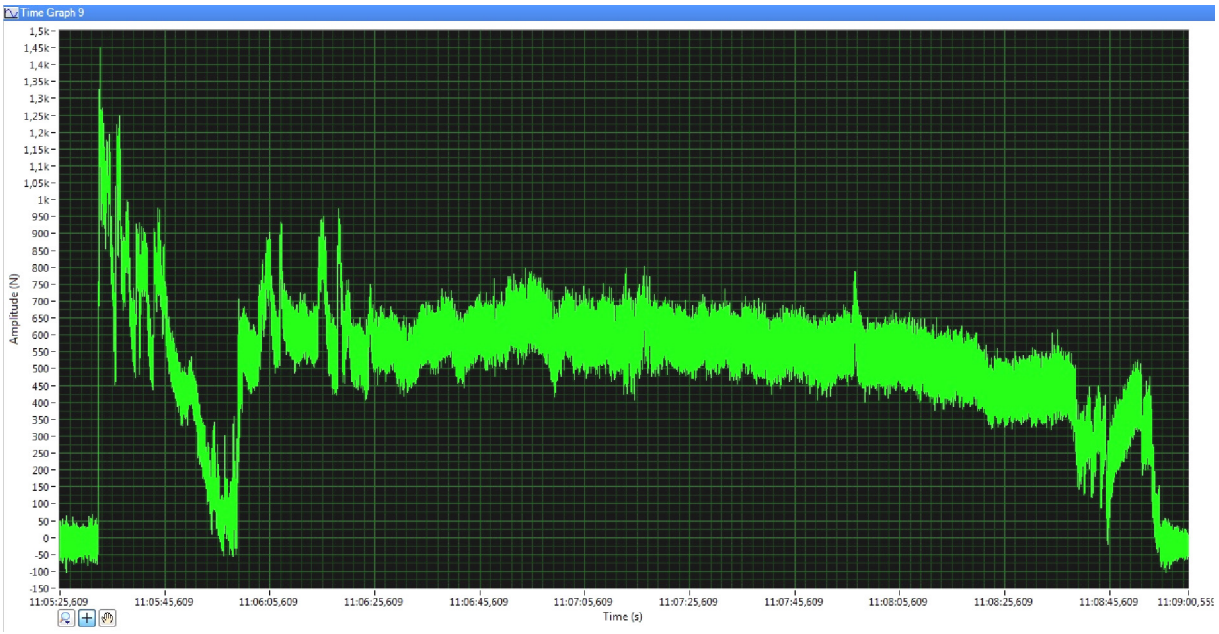
Slika 6.3. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A11



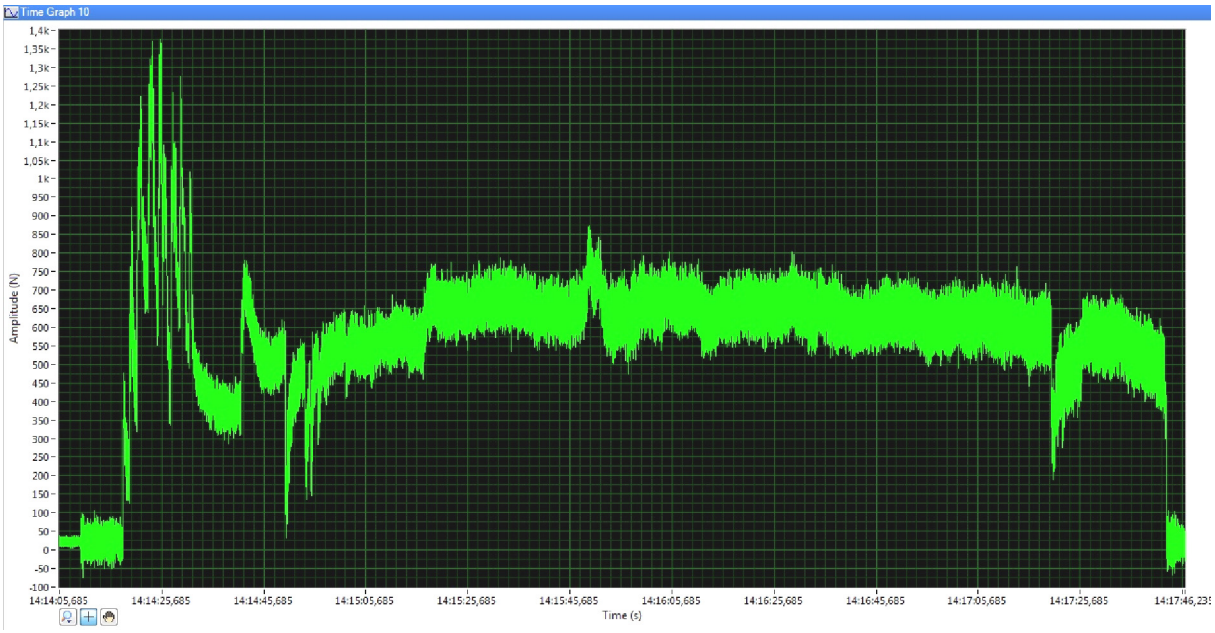
Slika 6.4. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar A12

Slika 6.5 prikazuje dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B01. Najveća vrijednost pritisne sila na početku zavarivanja bila je 1,45 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila u prosjeku je oko 650 N. Slika 6.6 prikazuje dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B02. Najveća sila na početku zavarivanja je 1,37 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila nije bila veća od 900 N. Navedene vrijednosti su ispod granične pritisne sile pritiska koja za alat s promjerom čela 8 mm iznosi 5524,6 N. Na oba dijagrama vidljiva je promjena pritisne sile na početku pri ulaska alata u materijal. Uočen je pad sile nešto prije kraja

zavarivanja što je dokaz da u aluminijskoj pjeni u jednom ili oba panela postoji veća šupljina te se pri zavarivanju s obje strane zabilježio pad sile na istome mjestu.



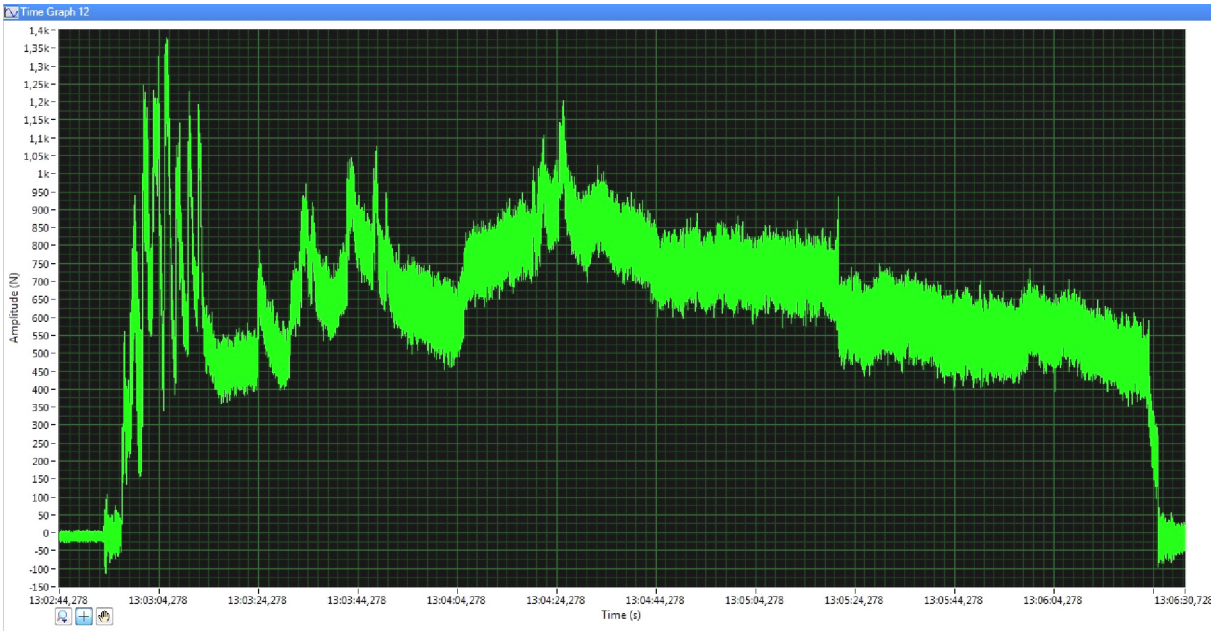
Slika 6.5. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B01



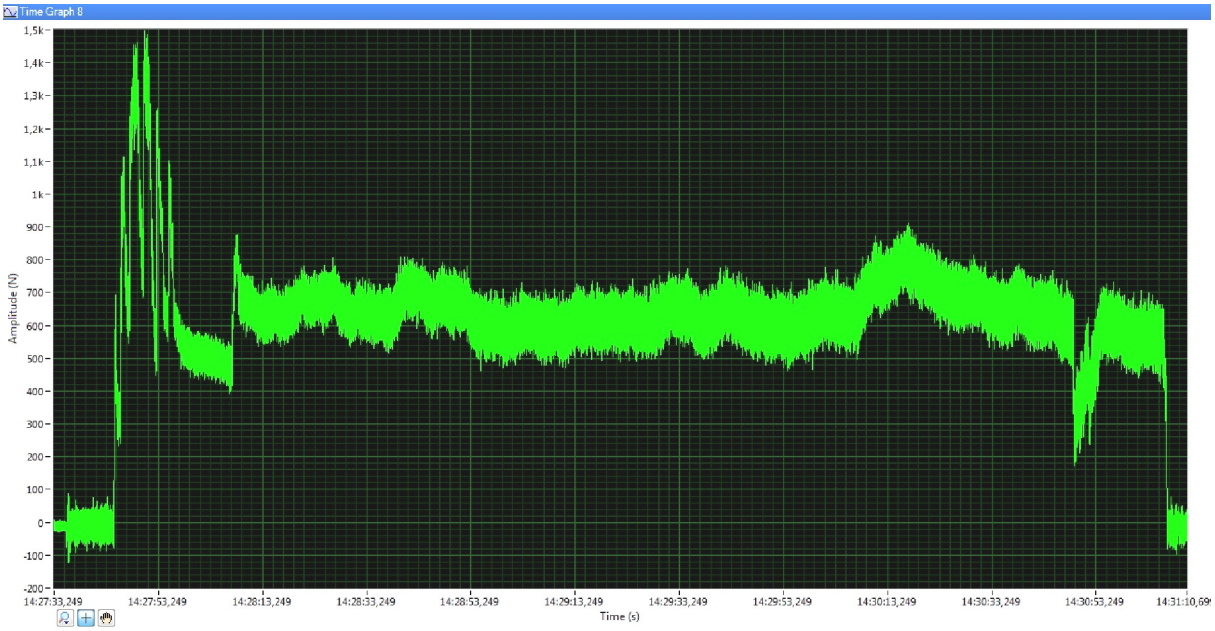
Slika 6.6. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B02

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B05 (slika 6.7) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,4 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično je porasla i do 1,2 kN. Pri zavarivanju zavara B05 pritisna sila značajno je

varirala u širokom rasponu od oko 400 do oko 1200 N. Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B06 (slika 6.8) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,5 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 900 N, točnije u prosjeku je bila oko 650 N.

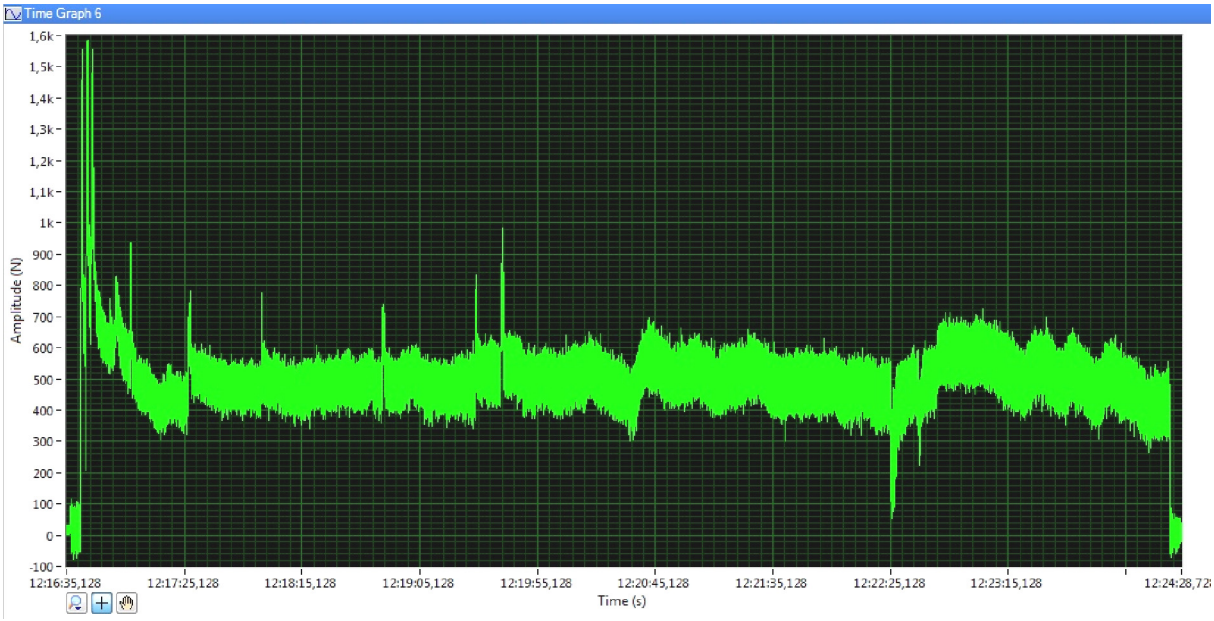


Slika 6.7. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B05

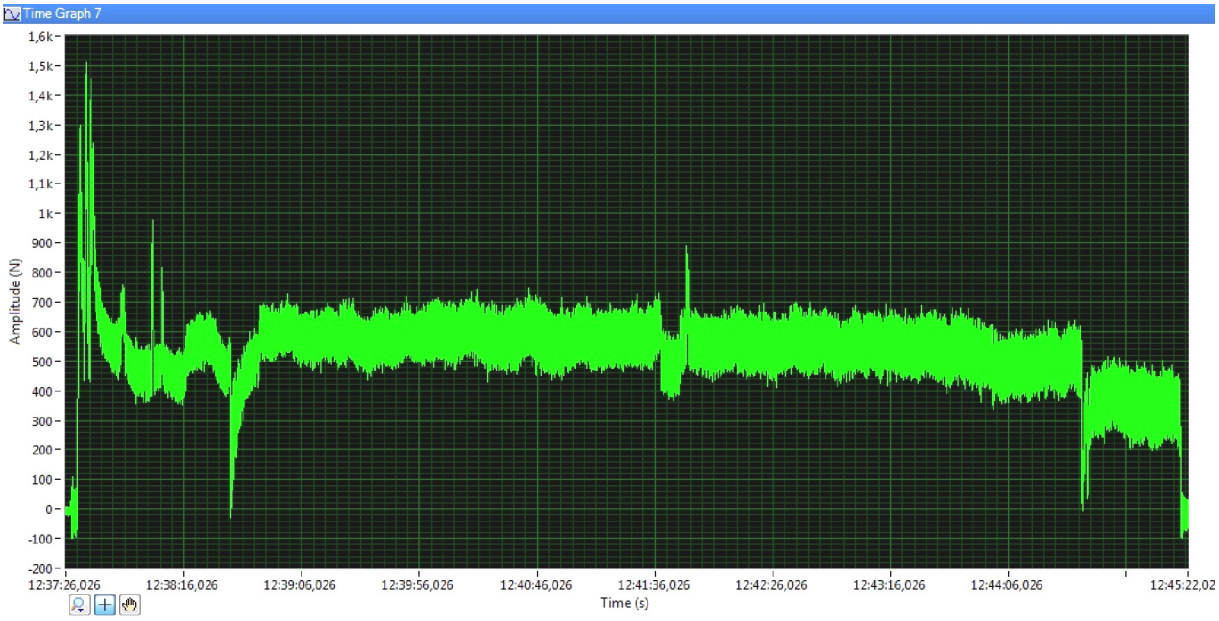


Slika 6.8. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B06

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B17 (slika 6.9) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,6 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila u prosjeku je bila oko 500 N. Slika 6.10 prikazuje dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar B18. Pritisna sila na početku zavarivanja bila je oko 1,5 kN, kasnije ne veća od 900 N, uz dva značajnija pada sile. Pri zavarivanju svih ostalih spojeva alatom s promjerom čela 8 mm pritisna sila alata na materijal bila je ispod granične pritisne sile koja iznosi 5524,6 N.

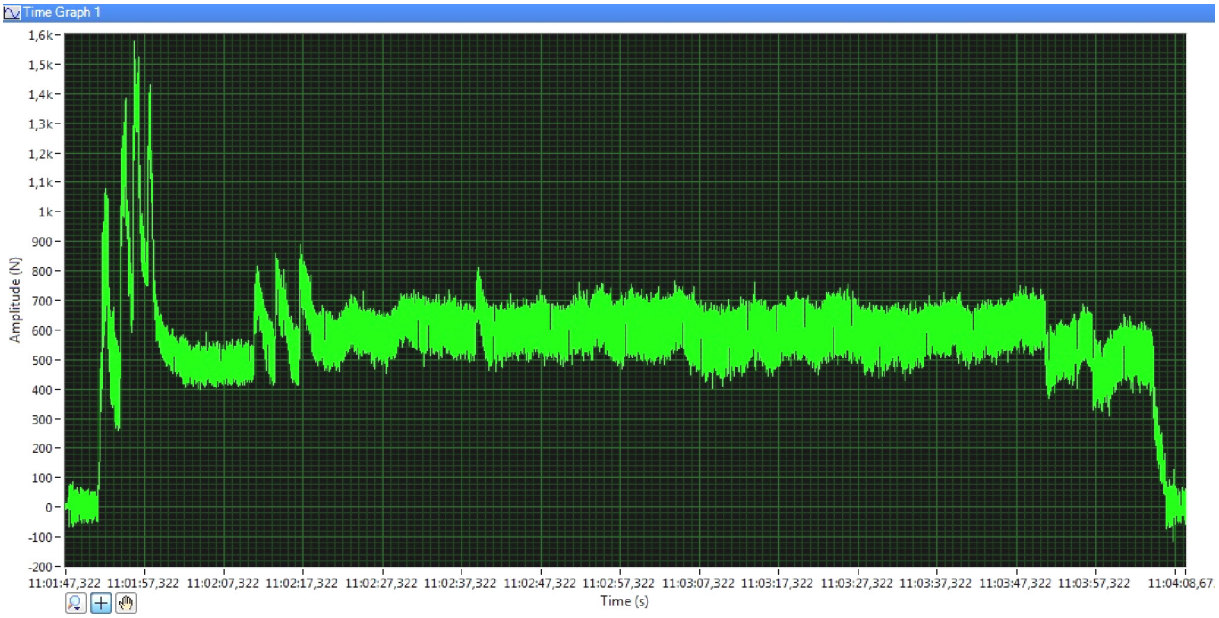


Slika 6.9. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B17

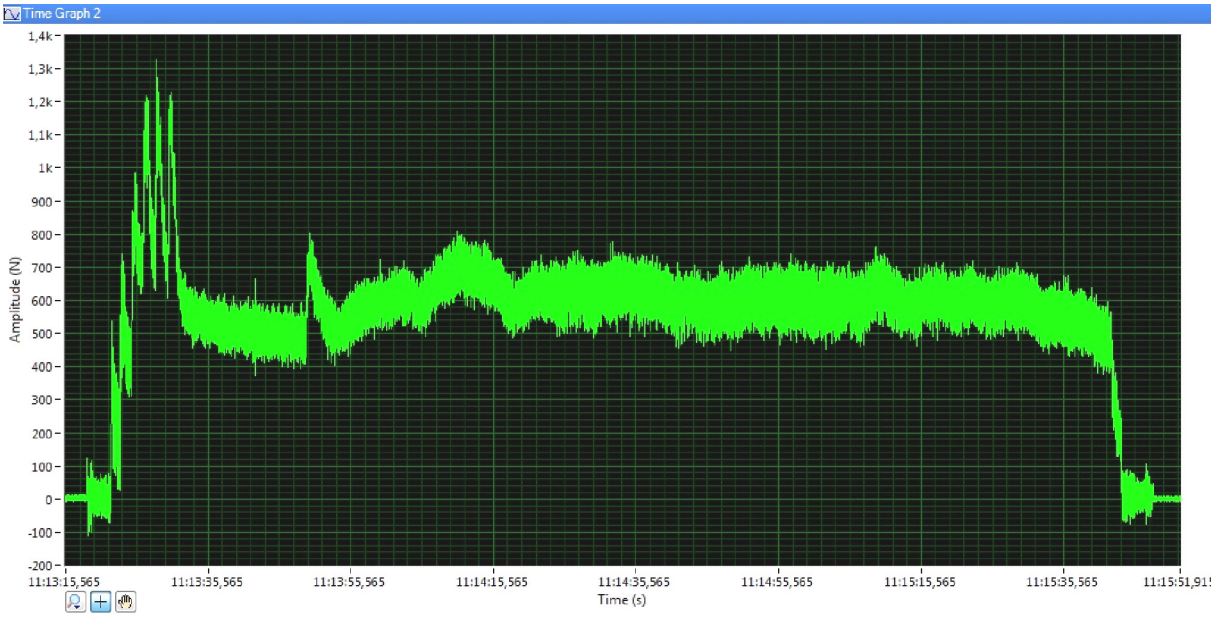


Slika 6.10. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar B18

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar C09 (slika 6.11) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,55 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila nije bila veća od 900 N. Pri zavarivanju zavara C10 najveća sila na početku bila je 1,33 kN (slika 6.12). Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 800 N. Na oba dijagrama može se uočiti neznatan poremećaj sile nešto nakon početka zavarivanja koji nema značajan utjecaj na proces ali je registriran zbog iznimne sposobnosti mjernog sustava.

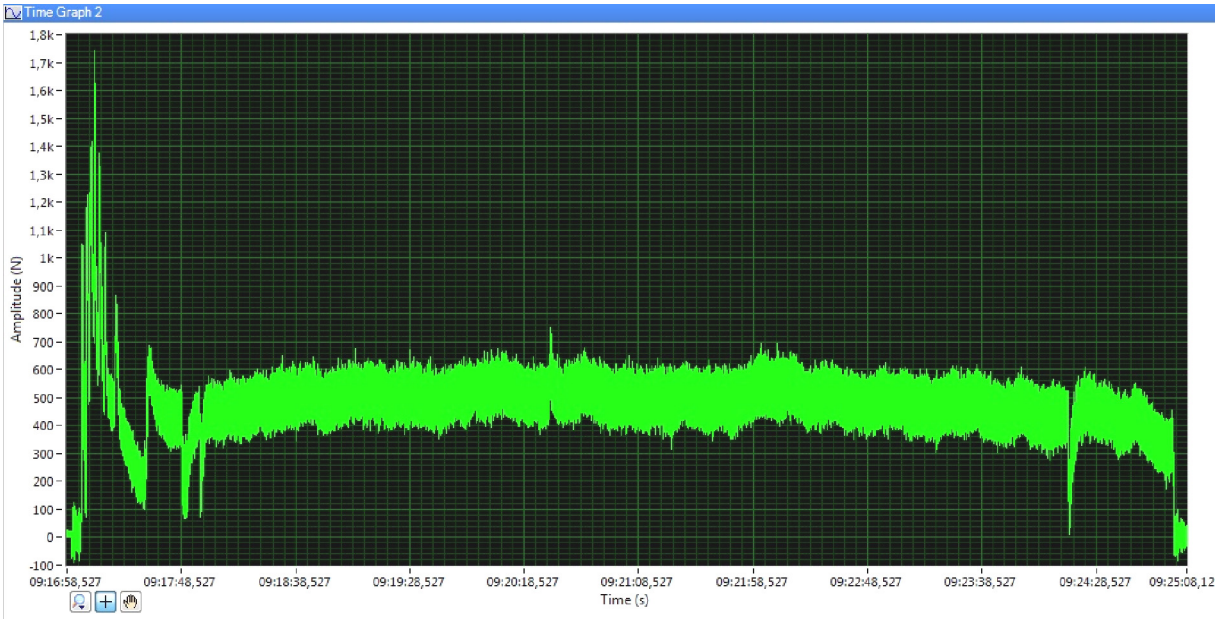


Slika 6.11. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C09

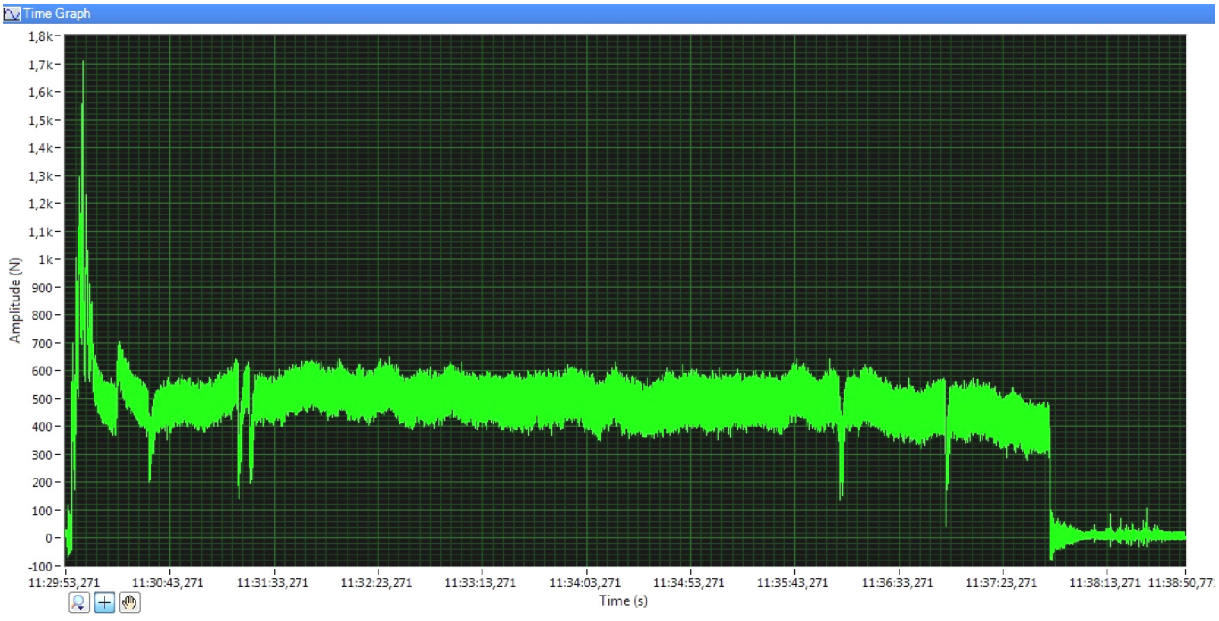


Slika 6.12. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C10

Iz dijagrama promjene pritisne sile u vremenu za zavar C13 (slika 6.13) može se očitati da je najveća sila na početku zavarivanja bila 1,75 kN. Za vrijeme zavarivanja pritisna sila nije bila veća od 800 N. Pri zavarivanju zavara C14 najveća sila na početku bila je 1,7 kN (slika 6.14). Za vrijeme zavarivanja pritisna sila mjestimično nije bila veća od 700 N. Navedene sile pritiska alata značajno su ispod granične sile pritiska koja za alat s promjerom čela 9 mm iznosi 6244 N.



Slika 6.13. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C13



Slika 6.14. Dijagram promjene pritisne sile u vremenu za zavar C14

6.2. Rezultati dobiveni statičkim vlačnim ispitivanjem

U tablici 6.5 prikazane su izmjerene vrijednosti maksimalne sile F_m dobivene statičkim vlačnim ispitivanjem, te izračunate prosječne vrijednosti maksimalne sile $\overline{F_m}$ za svaki par epruveta izrezanih iz spojeva aluminijskih sendvič panela.

Tablica 6.5. Vrijednosti maksimalne sile dobivene statičkim vlačnim ispitivanjem, te izračunate prosječne vrijednosti maksimalne sile za svaki par epruveta

oznaka epruvete	promjer čela alata d_A [mm]	brzina zavarivanja v [mm/min]	kut nagiba alata α_A [°]	maksimalna sila F_m [N]	prosječna vrijednost $\overline{F_m}$ [N]
A011	7	58	4	5818	5526
A012	7	58	4	5234	
A031	7	93	4	6846	6568
A032	7	93	4	6290	
A051	7	23	4	6014	5818
A052	7	23	4	5622	
A071	7	23	3	6728	6165,5
A072	7	23	3	5603	
A091	7	58	3	6830	6659,5
A092	7	58	3	6489	
A111	7	58	2	5546	5585.5
A112	7	58	2	5625	
A131	7	93	2	6283	6409
A132	7	93	2	6535	
A151	7	23	2	5956	5917
A152	7	23	2	5878	
A171	7	93	3	6508	6531
A172	7	93	3	6555	
B011	8	58	3	5886	5969
B012	8	58	3	6052	
B031	8	93	3	5989	6295,5
B032	8	93	3	6602	
B051	8	58	3	8048	6794
B052	8	58	3	5540	
B071	8	58	3	6114	6041,5
B072	8	58	3	5969	
B091	8	58	3	6106	6053
B092	8	58	3	6000	
B111	8	58	2	4914	5289
B112	8	58	2	5664	
B131	8	93	2	7068	6193,5
B132	8	93	2	5319	
B151	8	23	2	5038	4415
B152	8	23	2	3792	
B171	8	23	3	6727	5005,5
B172	8	23	3	3284	

nastavak tablice 6.5

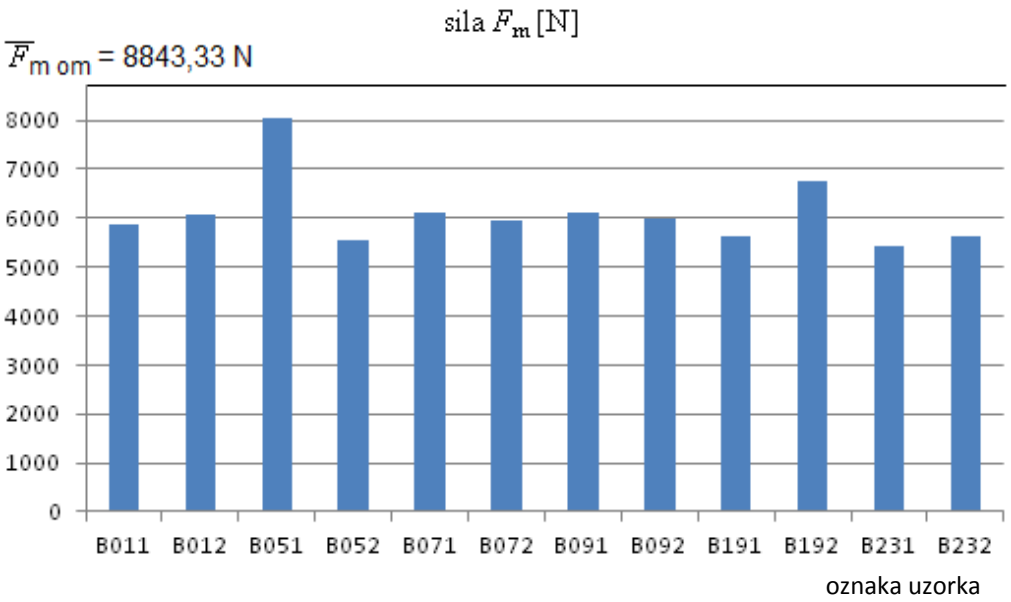
B191	8	58	3	5615	6186,5
B192	8	58	3	6758	
B211	8	58	4	6512	6095
B212	8	58	4	5678	
B231	8	58	3	5416	5520
B232	8	58	3	5624	
B251	8	23	4	5528	5300
B252	8	23	4	5072	
B271	8	93	4	6165	6388
B272	8	93	4	6611	
C011	9	93	3	6088	6306
C012	9	93	3	6524	
C031	9	58	3	7179	6982
C032	9	58	3	6785	
C051	9	93	4	6293	6525,5
C052	9	93	4	6758	
C071	9	93	2	5781	5643,5
C072	9	93	2	5506	
C091	9	58	2	5265	5435,5
C092	9	58	2	5606	
C111	9	23	3	5697	6024
C112	9	23	3	6352	
C131	9	23	4	5259	5692,5
C132	9	23	4	6126	
C151	9	23	2	5091	4941
C152	9	23	2	4791	
C171	9	58	4	5200	5529,5
C172	9	58	4	5859	

U talici 6.6 prikazane su izračunate vrijednosti vlačne čvrstoće zavarenih spojeva za svaki od zavarenih spojeva aluminijskih sendvič panela.

Tablica 6.6. Izračunate vrijednosti vlačne čvrstoće zavarenih spojeva

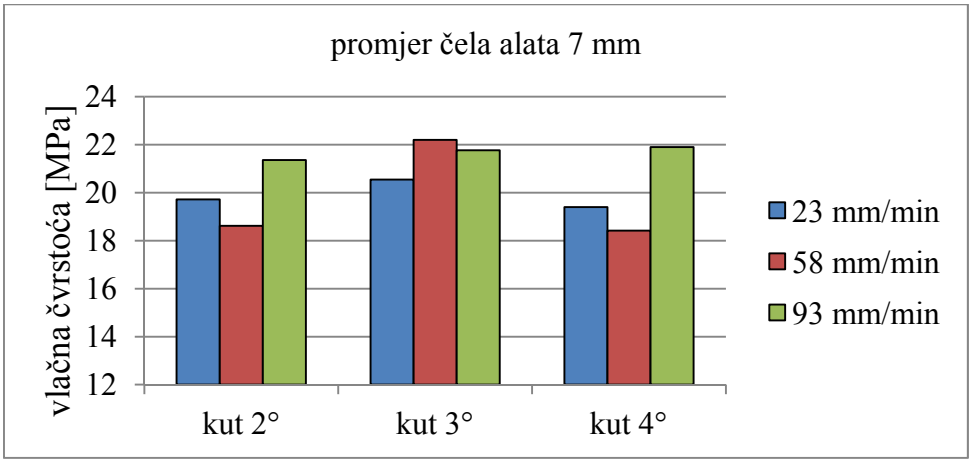
oznaka spoja	promjer čela alata d_A [mm]	brzina zavarivanja v [mm/min]	kut nagiba alata α_A [°]	vlačna čvrstoća spoja R_m [MPa]
A01	7	58	4	18,42
A03	7	93	4	21,90
A05	7	23	4	19,39
A07	7	23	3	20,55
A09	7	58	3	22,20
A11	7	58	2	18,62
A13	7	93	2	21,36
A15	7	23	2	19,72
A17	7	93	3	21,77
B01	8	58	3	19,90
B03	8	93	3	20,99
B05	8	58	3	22,65
B07	8	58	3	20,14
B09	8	58	3	20,18
B11	8	58	2	17,63
B13	8	93	2	20,65
B15	8	23	2	14,72
B17	8	23	3	16,69
B19	8	58	3	20,62
B21	8	58	4	20,32
B23	8	58	3	18,40
B25	8	23	4	17,67
B27	8	93	4	21,29
C01	9	93	3	21,02
C03	9	58	3	23,27
C05	9	93	4	21,75
C07	9	93	2	18,81
C09	9	58	2	18,12
C11	9	23	3	20,08
C13	9	23	4	18,98
C15	9	23	2	16,47
C17	9	58	4	18,43

Razlike u izmjerenim vrijednostima najveće vlačne sile F_m pri statičkom vlačnom ispitivanju variraju za pojedine ispitne uzorke više nego što je bilo očekivano. To se posebno može prikazati usporedbom izmjerene najveće vlačne sile izmjerene na epruvetama izrađenim iz spojeva zavarenih s brzinom zavarivanja v = 58 mm/min, kutem nagiba alata α_A = 3° i promjerom čela alata d_A = 8 mm (slika 6.15). Navedene epruvete izrađene su iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23. Izmjerene vrijednosti najveće vlačne sile za sve epruvete izrađene iz ovih spojeva manje su od prosječne vrijednost najveće vlačne sile osnovnog materijala $\overline{F_{m\,om}} = 8843{,}33$ N.

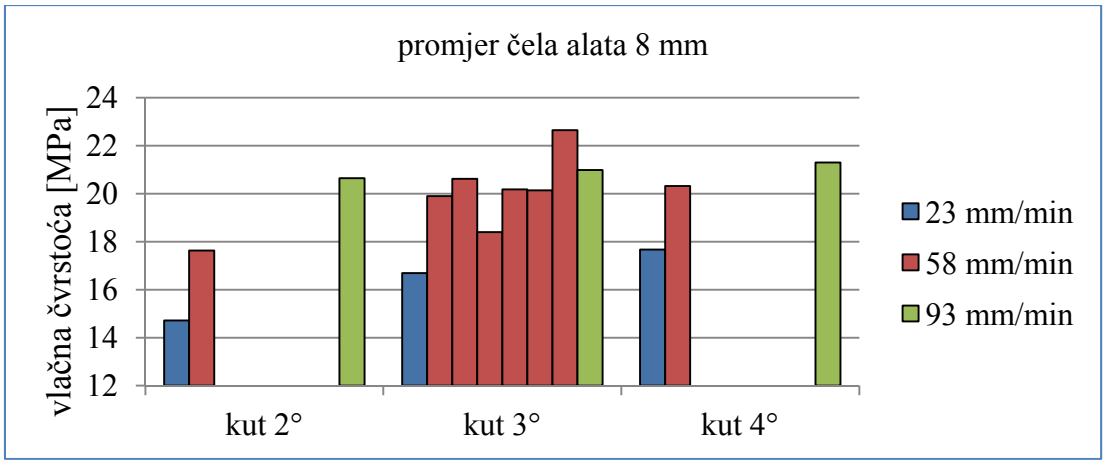


Slika 6.15. Prikaz izmjerenih vrijednosti najveće vlačne sile F_m za epruvete izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23

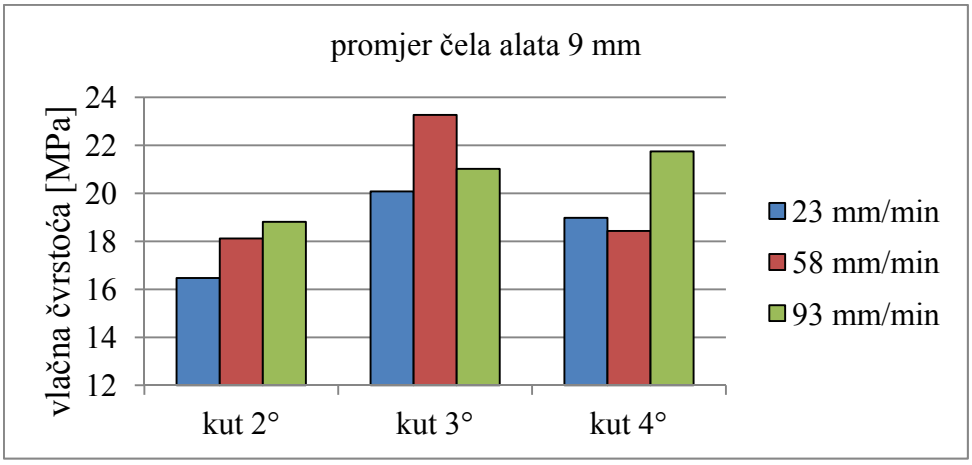
Usporedba izmjerenih vlačnih čvrstoća zavarenih spojeva prema brzinama zavarivanja za različite kuteve nagiba alata i za svaki promjer čela alata dana je kroz dijagramske prikaze na slikama 6.16, 6.17 i 6.18. U stanjima pokusa s kutevima nagiba alata od 2° i 4° za sve promjere čela alata, brzina zavarivanja od 93 mm/min dala je najviše vrijednosti vlačne čvrstoće R_m. U stanjima pokusa s kutem nagiba alata od 3°, za sve promjere čela alata, brzina zavarivanja od 58 mm/min dala je najviše vrijednosti vlačne čvrstoće R_m. Najlošiji rezultati postignuti su s kutem nagiba alata 2° i brzinom zavarivanja 23 mm/min za alate s promjerom čela 8 i 9 mm.



Slika 6.16. Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 7 mm



Slika 6.17. Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 8 mm

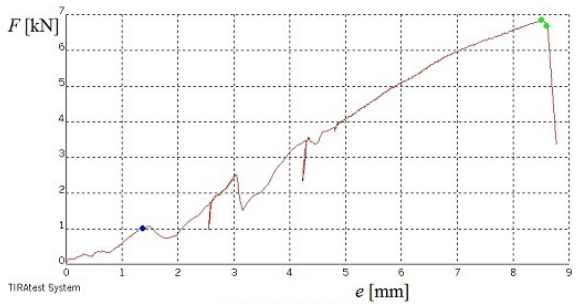


Slika 6.18. Prikaz iznosa vlačne čvrstoće za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 9 mm

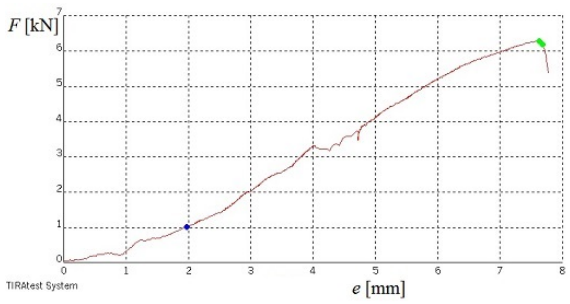
Slike od 6.19 do 6.28 prikazuju dijagrame sila – pomak za neke od ispitnih uzoraka pri statičkom vlačnom ispitivanju. Analizirajući dijagrame može se zaključiti da je ponašanje spojeva pri statičkom vlačnom opterećenju vrlo slično kod svih ispitnih uzoraka. Pojavljuju se dvije karakteristične točke prijeloma. Prva točka prijeloma pojavljuje se u zavaru s jedne strane uzorka pri najvećoj vlačnoj sili. Slijedeća točka prijeloma pojavljuje se u drugom zavaru s druge strane spoja pri padu vlačne sile.

Premda zavarivanje i izrada uzoraka nije provedeno prema zahtjevima norme HRN EN ISO 25239-4:2012 Zavarivanje trenjem uz miješanje – Aluminij – 4. Dio: „Specifikacija i osposobljenost za zavarivačke postupke“, rezultati se mogu usporediti sa zahtjevima u normi na temelju toga što za zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela ne postoji definirana norma za ispitivanje mehaničkih svojstava spojeva. Naime, u navedenoj normi za zavarivanje

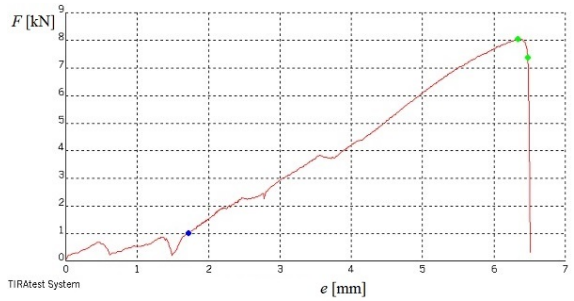
homogenih materijala definirano je da vlačna čvrstoća zavarenog spoja nesmije biti manja od 70% vlačne čvrstoće osnovnog materijala koji se zavaruje [126]. Vlačna čvrstoća osnovnog materijala u ovom slučaju je $\overline{R_m}$ = 27,68 MPa i prema navedenoj normi svi zavareni spojevi koji imaju R_m > 19,376 MPa mogu se smatrati prihvatljivima.



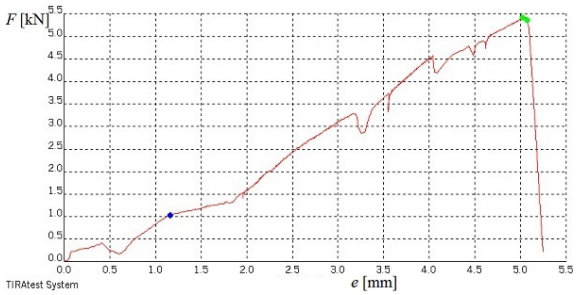
Slika 6.19. Dijagram sila – pomak za uzorak A031



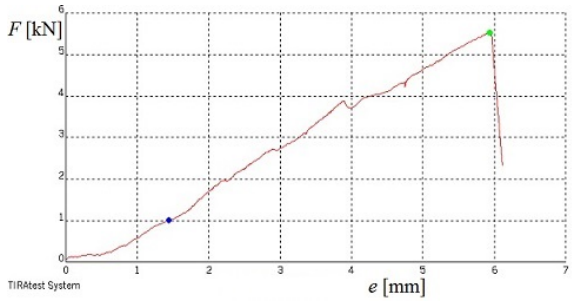
Slika 6.20. Dijagram sila – pomak za uzorak A131



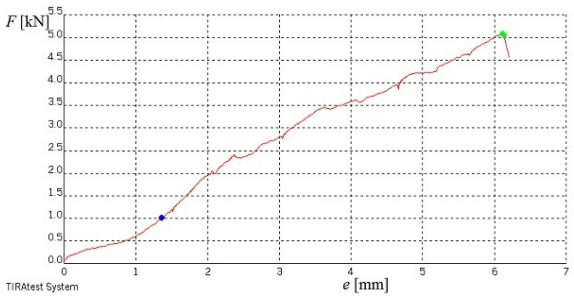
Slika 6.21. Dijagram sila – pomak za uzorak B051



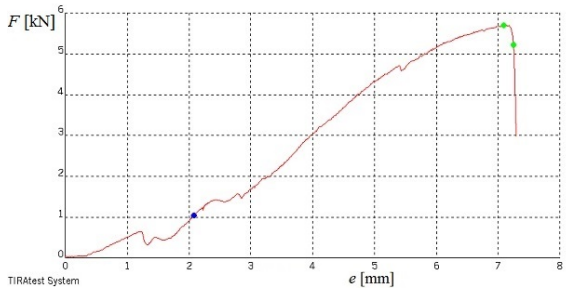
Slika 6.22. Dijagram sila – pomak za uzorak B231



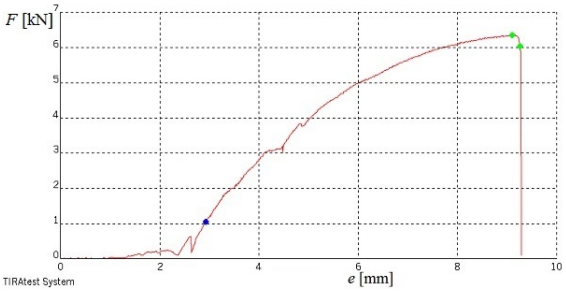
Slika 6.23. Dijagram sila – pomak za uzorak B251



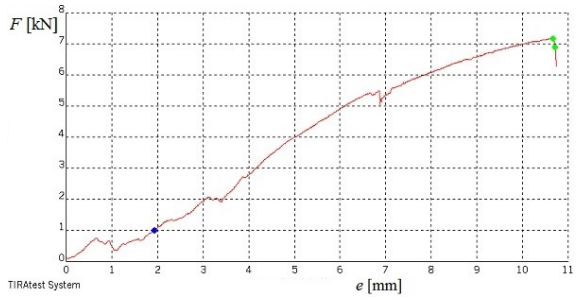
Slika 6.24. Dijagram sila – pomak za uzorak B252



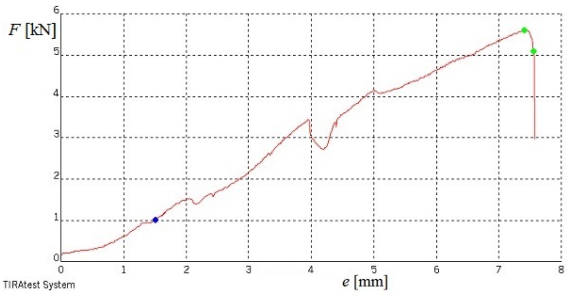
Slika 6.25. Dijagram sila – pomak za uzorak C111



Slika 6.26. Dijagram sila – pomak za uzorak C112



Slika 6.27. Dijagram sila – pomak za uzorak C031

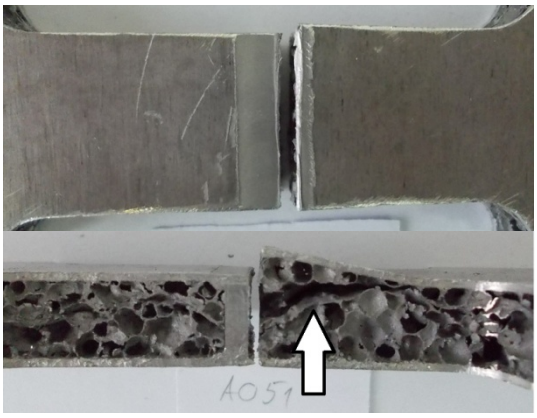


Slika 6.28. Dijagram sila – pomak za uzorak C091

Na slikama od 6.29. do 6.48 prikazani su prijelomi nekih epruveta podvrgnutih statičkom vlačnom ispitivanju. U većini slučajeva prijelom se događa u zavaru, što je zapravo karakteristično za zavarivanje trenjem rotirajućim alatom.

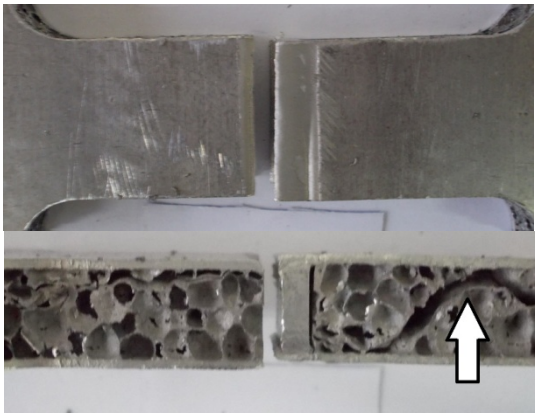
Na slici 6.29 prikazan je prijelom epruvete A051 te se jasno vidi karakteristično upijanje deformacije u aluminijskoj pjeni. Vlačno naprezanje vanjskih limova prenosi se i na jezgru te se naprezanju u jezgri mijenja smijer. Naprezanje iz jednoosnog postaje višeosno što dovodi do deformiranja ćelija ili do odvajanja vanjskog lima od aluminijske pjene. Navedene promjene naprezanja vidljive su i u svim dijagramima sila – pomak kao oscilacije pri porastu vlačne sile. Upravo radi toga epruveta A051 podnijela je i veću silu (sve do 6014 N) pri statičkom vlačnom ispitivanju.

Karakteristična pojava promjene stanja naprezanja u jezgi te deformiranje ćelija još se jasnije vidi na epruvetama A111 i A112 gdje se pojavljuju pukotine nastale prijelomom ćelija i 10 mm dalje od mjesta zavarivanja. Iz grupe A najveću prosječnu vrijednost vlačne čvrstoće od 22,2 N/mm^2 postigle su epruvete A091 (slika 4.35) i A092 (slika 4.36) na čijim se prijelomima također vidi propagacija prijeloma unutar jezgre od aluminijske pjene.



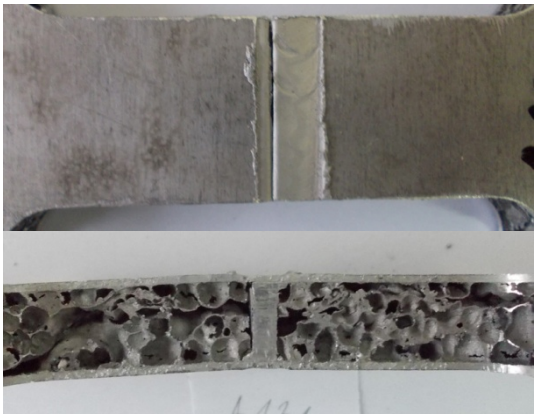
Slika 6.29. Prijelom epruvete A051

Slika 6.30. Prijelom epruvete A052



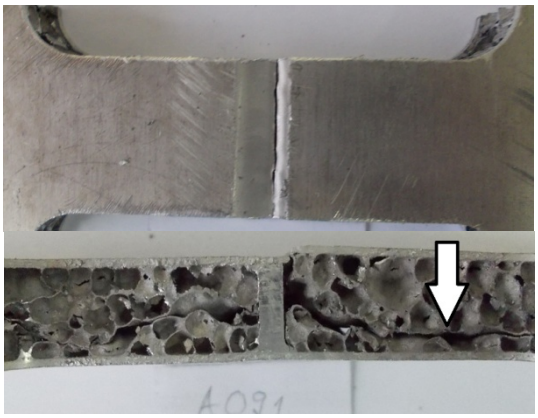
Slika 6.31. Prijelom epruvete A111

Slika 6.32. Prijelom epruvete A112

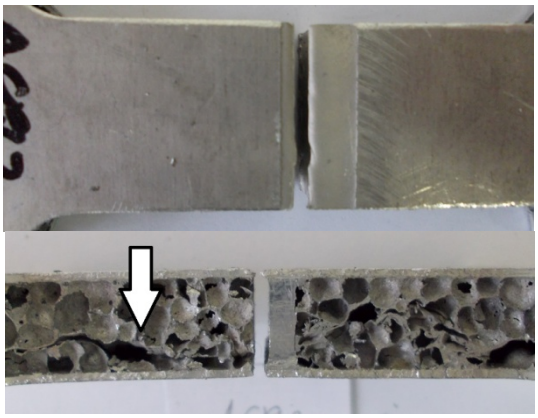


Slika 6.33. Prijelom epruvete A131

Slika 6.34. Prijelom epruvete A132



Slika 6.35. Prijelom epruvete A091



Slika 6.36. Prijelom epruvete A092

Najmanju vlačnu čvrstoću među epruvetama iz grupe B postigle su epruvete B151 i B152. Prosječna vrijednost vlačne čvrstoće za ove dvije epruvete iznosi 14,72 N/mm^2. Mala vrijednost vlačne čvrstoće mogla se i predvidjeti s obzirom na loš izgled lica zavara na obje strane spoja. Na prijelomu epruvete B151 (slika 6.37) vidljiv je prijelaz naprezanja s jedne strane epruvete, kroz umetnuti aluminijski profil, na drugu stranu. Pri deformiranju prvo se prekida „slabiji“ zavar, naprezanje se i dalje prenosi sve dok ne popusti i zavar veće vlačne čvrstoće. Na slikama prijeloma epruveta B171 i B172 vidljiva je krivudava linija prijeloma koja je rezultat anizotropnih svojstava aluminijske pjene. Kako je zavareni spoj ovisan i o svojstvima jezgre anizotropna svojstva jezgre dovode do anizotropnih svojstava spoja i upravo ovakvog krivudavog prijeloma. Na prijelomima epruveta B091 i B092 vidljiv je početak prijeloma u osnovnom materijalu što potvrđuje da je vlačna čvrstoća zavarenog spoja na razini vlačne čvrstoće osnovnog materijala.

Slika 6.37. Prijelom epruvete B151

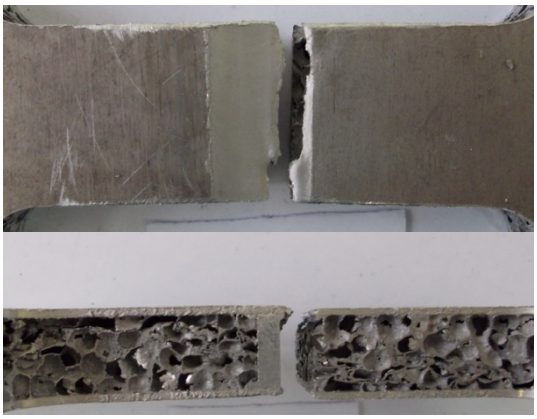
Slika 6.38. Prijelom epruvete B152

Slika 6.39. Prijelom epruvete B171

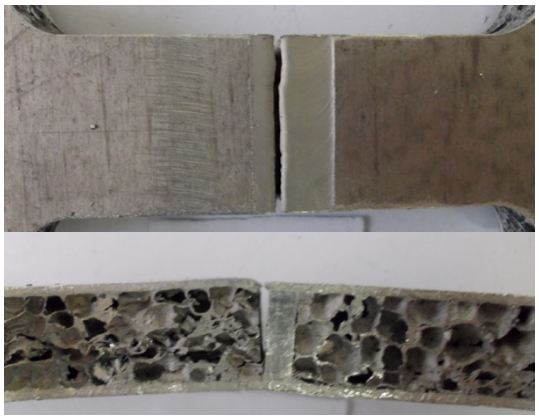
Slika 6.40. Prijelom epruvete B172

Slika 6.41. Prijelom epruvete B211

Slika 6.42. Prijelom epruvete B212

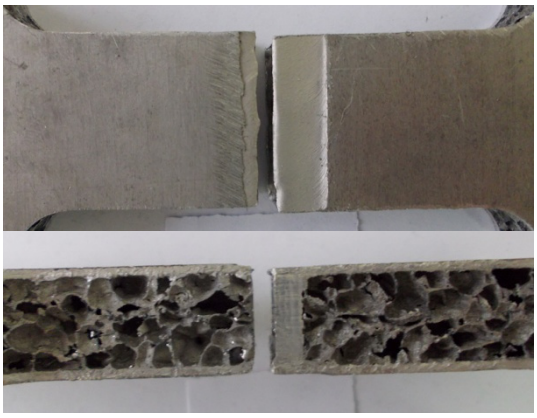


Slika 6.43. Prijelom epruvete B091

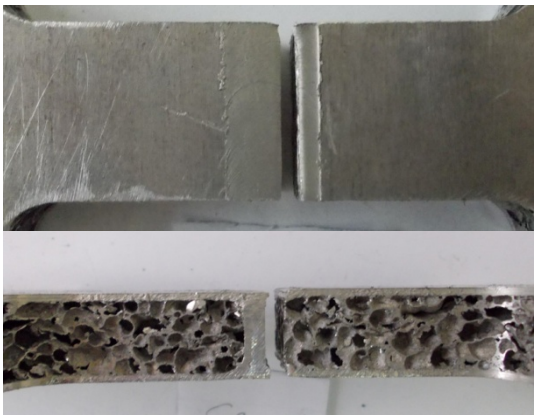


Slika 6.44. Prijelom epruvete B092

Na slikama prijeloma epruveta C111 (slika 6.47) i C112 (slika 6.48) vidljiv je prijelom spoja u osnovnom materijalu što potvrđuje da je vlačna čvrstoća zavarenog spoja veća od vlačne čvrstoće osnovnog materijala. Navedeno potvrđuje prosječna vrijednost izmjeren vlačne čvrstoće spoja C11 od 20,08 N/mm^2.

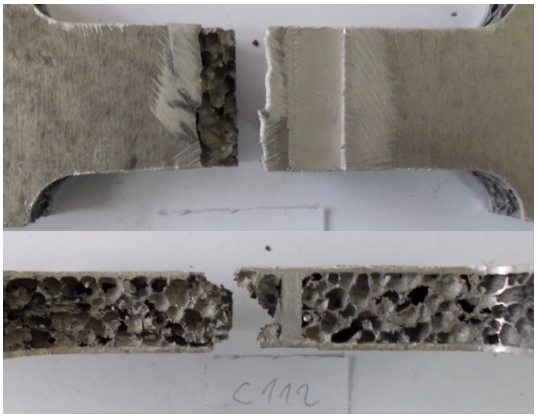


Slika 6.45. Prijelom epruvete C091



Slika 6.46. Prijelom epruvete C092

Slika 6.47. Prijelom epruvete C111



Slika 6.48. Prijelom epruvete C112

6.3. Rezultati dobiveni trotočkastim savojnim ispitivanjem

U tablici 6.7 prikazani su rezultati dobiveni trotočkastim savojnim ispitivanjem epruveta izrezanih iz spojeva aluminijskih sendvič panela. F_f je maksimalna sila savijanja za svaku od epruveta, a $\overline{F_f}$ prosječna vrijednost maksimalne sile izračunata iz maksimalnih sila dviju epruveta izrađenih iz istog spoja. Savojna čvrstoća R_{ms} predstavlja naprezanje u zavarenim spojevima pri najvećoj sili pri trotočkastom savojnom ispitivanju koje se računa prema jednadžbi (5.20). Izračunate vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} dane su u tablici 6.8.

Tablica 6.7. Rezultati trotočkastog savojnog ispitivanja epruveta

oznaka epruvete	promjer čela alata d_A [mm]	brzina zavarivanja v [mm/min]	kut nagiba alata α_A [°]	maksimalna sila savijanja F_f [N]	prosječna vrijednost $\overline{F_f}$ [N]
A013	7	58	4	1412	1365
A014	7	58	4	1318	
A033	7	93	4	1546	1554,5
A034	7	93	4	1563	
A053	7	23	4	1498	1337,5
A054	7	23	4	1177	
A073	7	23	3	1126	1128
A074	7	23	3	1130	
A093	7	58	3	1379	1452,5
A094	7	58	3	1526	
A113	7	58	2	1389	1211
A114	7	58	2	1033	
A133	7	93	2	1353	1242,5
A134	7	93	2	1132	
A153	7	23	2	1056	1128
A154	7	23	2	1200	
A173	7	93	3	1379	1203
A174	7	93	3	1027	
B013	8	58	3	1209	1330,5
B014	8	58	3	1452	
B033	8	93	3	1274	1232
B034	8	93	3	1190	
B053	8	58	3	1672	1535
B054	8	58	3	1398	
B073	8	58	3	1495	1489,5
B074	8	58	3	1484	
B093	8	58	3	1433	1472,5
B094	8	58	3	1512	
B113	8	58	2	1190	1192
B114	8	58	2	1194	
B133	8	93	2	990	1104,5
B134	8	93	2	1219	
B153	8	23	2	1013	1091
B154	8	23	2	1169	
B173	8	23	3	1285	1208
B174	8	23	3	1131	
B193	8	58	3	1502	1607
B194	8	58	3	1712	
B213	8	58	4	1457	1457
B214	8	58	4	1457	
B233	8	58	3	1371	1421,5
B234	8	58	3	1472	
B253	8	23	4	1497	1438
B254	8	23	4	1379	

nastavak tablice 6.7

B273	8	93	4	1514	1468
B274	8	93	4	1422	
C013	9	93	3	1150	1025
C014	9	93	3	900	
C033	9	58	3	1434	1453
C034	9	58	3	1472	
C053	9	93	4	1543	1522
C054	9	93	4	1501	
C073	9	93	2	1105	1254
C074	9	93	2	1403	
C093	9	58	2	1012	1080
C094	9	58	2	1148	
C113	9	23	3	960	1203,5
C114	9	23	3	1447	
C133	9	23	4	1408	1320
C134	9	23	4	1232	
C153	9	23	2	960	1014,5
C154	9	23	2	1069	
C173	9	58	4	1451	1429
C174	9	58	4	1407	

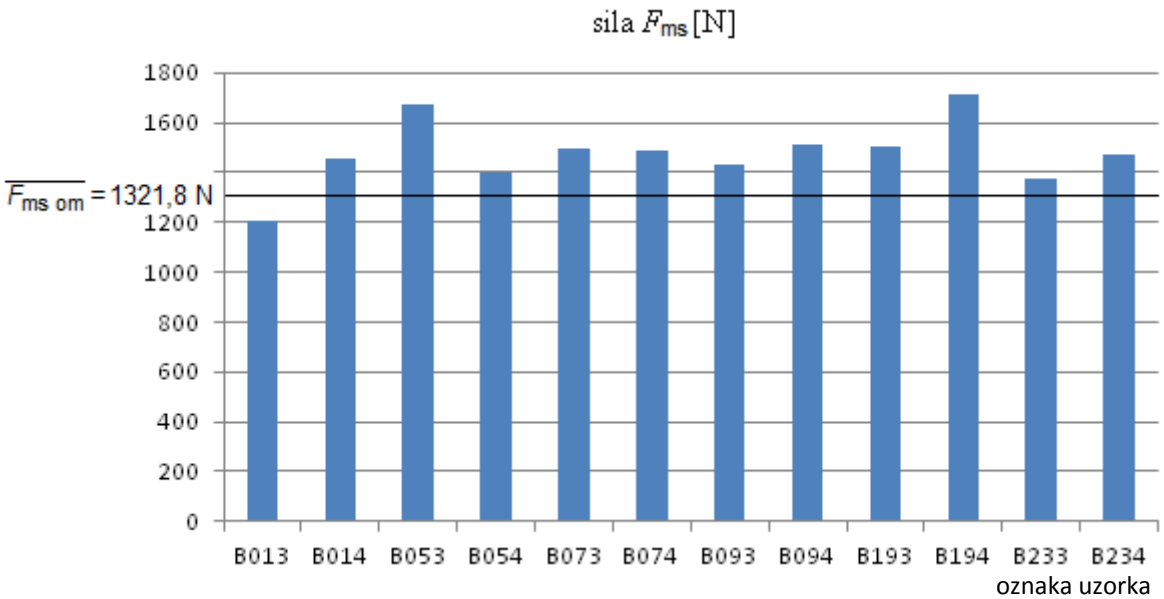
Tablica 6.8. Izračunate vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} pri trotočkastom savojnom ispitivanju

oznaka spoja	promjer čela alata d_A [mm]	brzina zavarivanja v [mm/min]	kut nagiba alata α_A [°]	savojna čvrstoća R_{ms} [MPa]
A01	7	58	4	129,71
A03	7	93	4	147,71
A05	7	23	4	127,1
A07	7	23	3	107,19
A09	7	58	3	138,02
A11	7	58	2	115,05
A13	7	93	2	118,07
A15	7	23	2	107,19
A17	7	93	3	114,29
B01	8	58	3	126,43
B03	8	93	3	117,07
B05	8	58	3	145,86
B07	8	58	3	141,54
B09	8	58	3	139,92
B11	8	58	2	113,27
B13	8	93	2	104,95
B15	8	23	2	103,64
B17	8	23	3	114,8
B19	8	58	3	152,7
B21	8	58	4	138,45
B23	8	58	3	135,07

nastavak tablice 6.8

B25	8	23	4	136.64
B27	8	93	4	139,49
C01	9	93	3	97,4
C03	9	58	3	138,07
C05	9	93	4	144,62
C07	9	93	2	119,17
C09	9	58	2	102,64
C11	9	23	3	114,36
C13	9	23	4	125,43
C15	9	23	2	96,4
C17	9	58	4	135,83

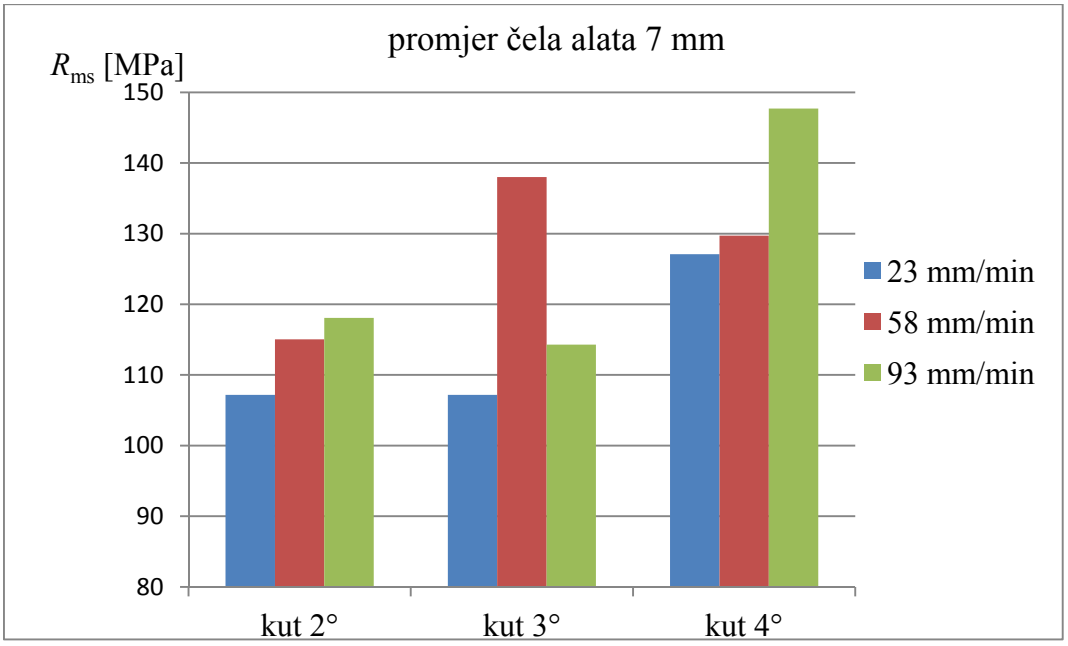
Razlike u izmjerenim vrijednostima najveće sile F_f pri trotočkastom savojnom ispitivanju variraju za pojedine ispitne uzorke više nego što je bilo očekivano. To se posebno može prikazati usporedbom izmjerene najveće sile pri trotočkastom savojnom ispitivanju za epruvete izrađene iz spojeva zavarenih s brzinom zavarivanja v = 58 mm/min, kutem nagiba alata $\alpha_A = 3°$ i promjerom čela alata d_A = 8 mm (slika 6.49). Navedene epruvete izrađene su iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23. Iz ove skupine najveća sila izmjerena je statičkim vlačnim ispitivanjem epruvete B194 (1712 N), dok je najmanja sila izmjerena za epruvetu B013 (1209 N). Izmjerene vrijednosti najveće sile pri trotočkastom savijanju za sve epruvete izrađene iz ovih spojeva veće su od prosječne vrijednosti najveće sile pri trotočkastom savijanju osnovnog materijala $\overline{F_{ms\,om}} = 1321{,}8$ N, osim za epruvetu B013.



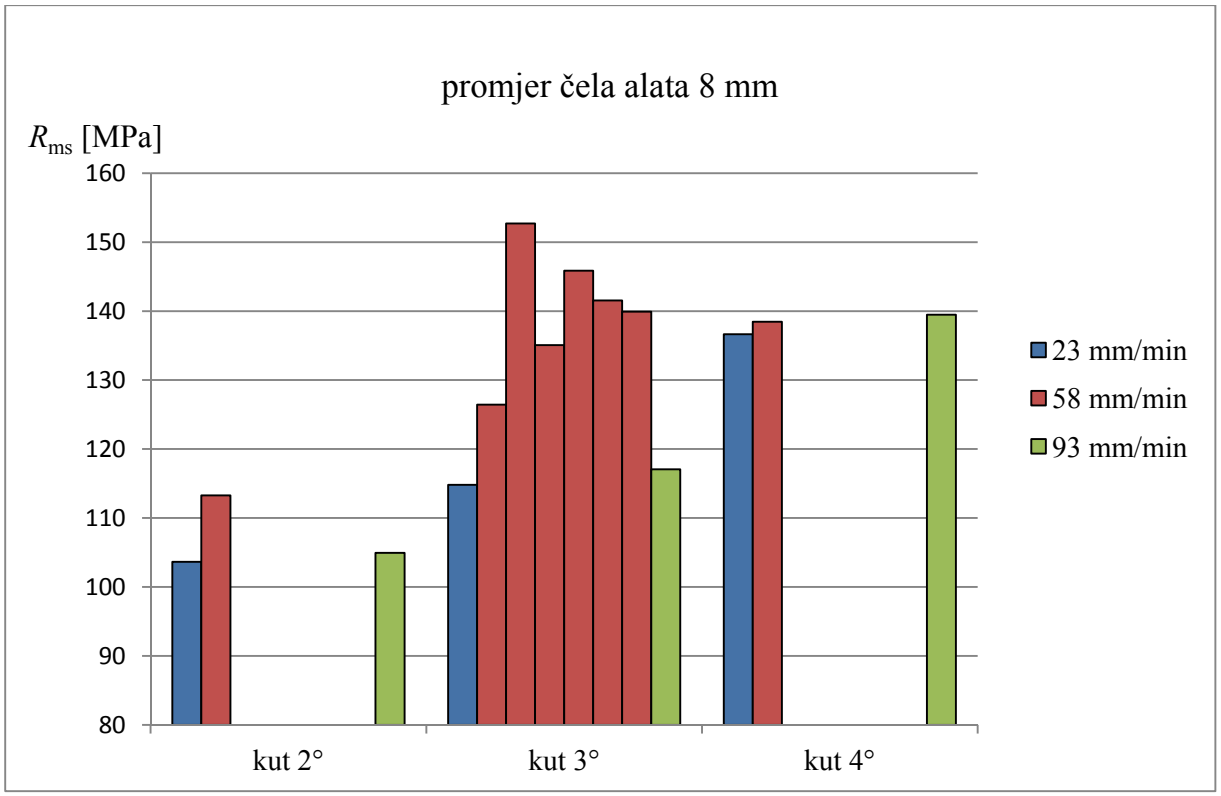
Slika 6.49 Prikaz izmjerenih vrijednosti najveće sile F_{ms} za epruvete izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23.

Usporedba savojne čvrstoće R_{ms} za spojeve razdijeljena prema brzinama zavarivanja, za različite kuteve nagiba alata i za svaki promjer čela alata dana je kroz dijagramske prikaze na slikama 6.50, 6.51 i 6.52. U stanjima pokusa s kutevima nagiba alata od 2° i 4° za promjere čela alata 7 mm i 9 mm, brzina zavarivanja v = 93 mm/min dala je najviše vrijednosti R_{ms}. Pri istim parametrima brzina zavarivanja v = 23 mm/min dala je najniže vrijednosti R_{ms}. U stanjima pokusa s kutem nagiba alata α_A = 3° za sve promjere čela alata brzina zavarivanja od 58 mm/min dala je najviše vrijednosti R_{ms}.

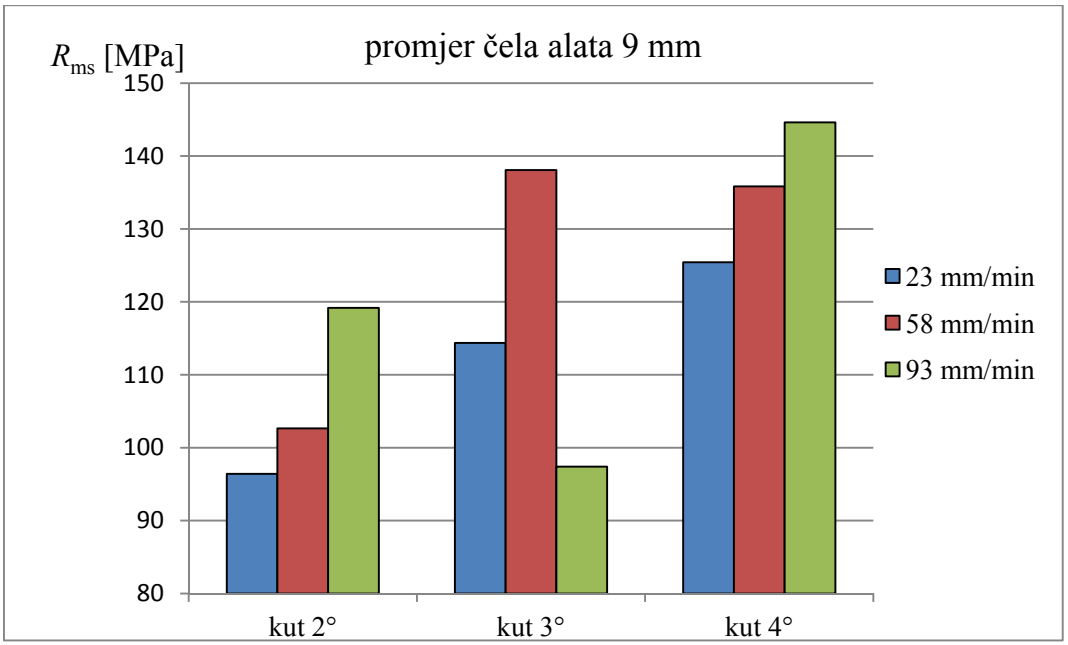
Trotočkasto savojno ispitivanje epruveta izrađenih iz spojeva potvrdilo je da se u određenim zavarenim spojevima postigla veća savojna čvrstoća prije prijeloma nego što je naprezanje u limovima pri savijanju osnovnog materijala. Zavareni spojevi izrađeni s kutem nagiba alata od 4° pri svim ispitnim brzinama zavarivanja i s promjerima čela alata 7, 8 i 9 mm postigli su vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} > 122,42 MPa (što je prosječna vrijednost dobivena mjerenjem naprezanja limova pri savijanju osnovnog materijala).



Slika 6.50. Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savojnom ispitivanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 7 mm

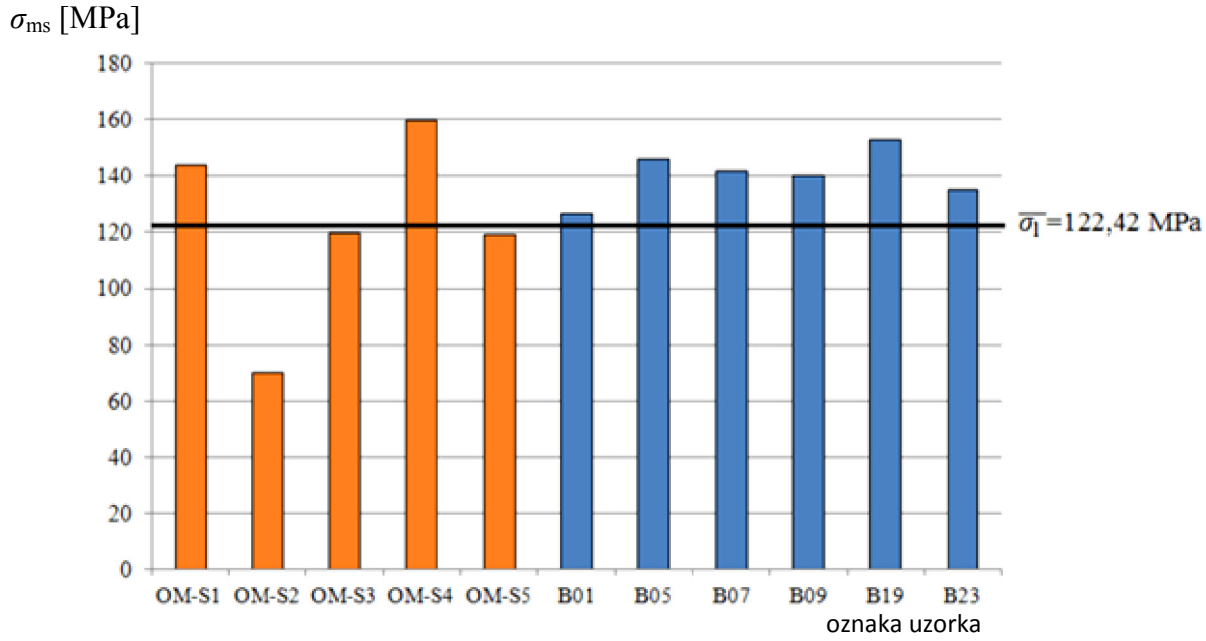


Slika 6.51. Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savojnom ispitivanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 8 mm



Slika 6.52. Prikaz iznosa savojne čvrstoće pri trotočkastom savojnom ispitivanju za spojeve dobivene zavarivanjem alatom s promjerom čela 9 mm

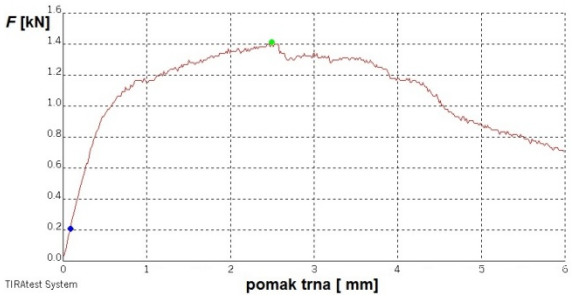
Na slici 6.53. dan je usporedni prikaz vrijednosti naprezanja pri najvećoj sili za epruvete osnovnog materijala i prosječne vrijednosti savojne čvrstoće epruveta izrađenih iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23. Navedeni spojevi izrađeni su brzinom zavarivanja v = 58 mm/min, kutem nagiba alata α_A = 3°, te alatom s promjerom čela 8 mm. Svi ovi spojevi predstavljaju „centar eksperimenta“ odnosno stanja pokusa sa srednjim razinama svih promjenjivih parametara. Također je kao granica označena prosječna vrijednost naprezanja u limovima panela pri trotočkastom savijanju $\overline{\sigma_l}$ =122,42 MPa. Jasno je vidljivo da su zavareni spojevi postigli vrijednosti savojne čvrstoće iznad 122,42 MPa.



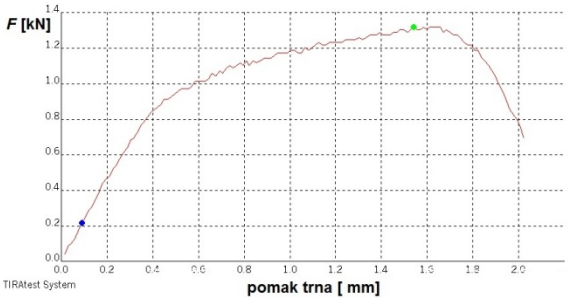
Slika 6.53. Usporedba vrijednosti naprezanja pri najvećoj sili za epruvete osnovnog materijala i prosječne vrijednosti epruveta izrađene iz spojeva B01, B05, B07, B09, B19 i B23

Slike od 6.54 do 6.63 prikazuju dijagrame sila – pomak trna za neke od ispitnih uzoraka pri trotočkastom savojnom ispitivanju. Porast sile stabilan je uz minimalne oscilacije koje su rezultat deformiranja stijenki ćelija odnosno promjene smjera naprezanja, isto kao i kod statičkog vlačnog ispitivanja. Vlačno naprezanje u limu na suprotnoj strani od trna mijenja svoje stanje tako da se kroz vezu lima i jezgre prenosi na jezgru. Višeosno stanje naprezanja u jezgri dovodi do deformiranja ćelija što omogućuje trenutno savijanje uz smanjenje sile. Nakon postizanja najveće sile F_f pri trotočkastom savijanju epruveta se nastavlja savijati uz smanjenje sile. Pad sile događa se radi veće plastične deformacije što se karakterizira kao prekid u jezgri ili u vanjskim limovima aluminijskog sendvič panela. Obično to može biti odvajanje vanjskog lima od aluminijske pjene, dijagonalni prijelom kroz aluminijsku pjenu,

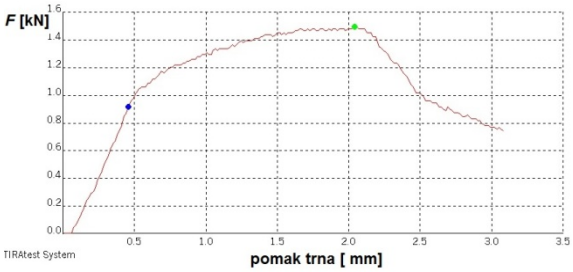
značajna deformacija stijenki ćelija nepravilnog oblika ili prijelom u zavarenom spoju. Pri trotočkastom savojnom ispitivanju pojavljuje se samo jedna karakteristična točka prijeloma radi toga što je gornja strana epruvete opterećena tlačno, a donja vlačno.



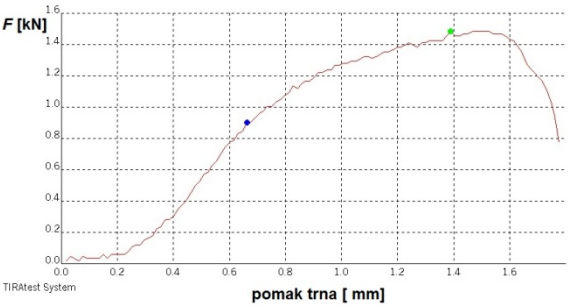
Slika 6.54. Dijagram sila – pomak trna za uzorak A013



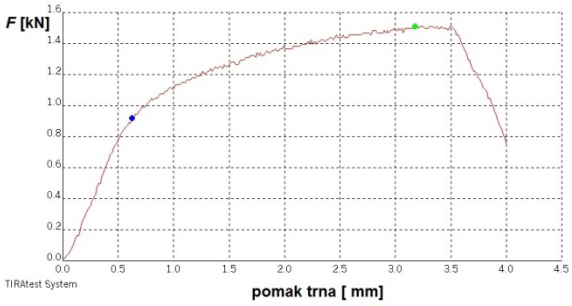
Slika 6.55. Dijagram sila – pomak trna za uzorak A014



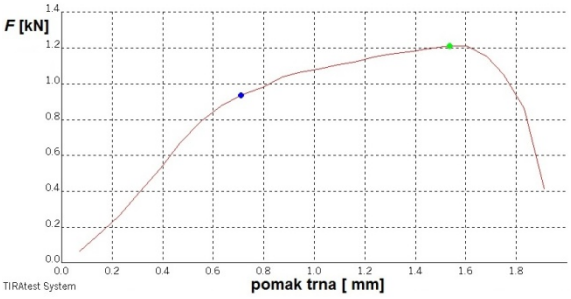
Slika 6.56. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B013



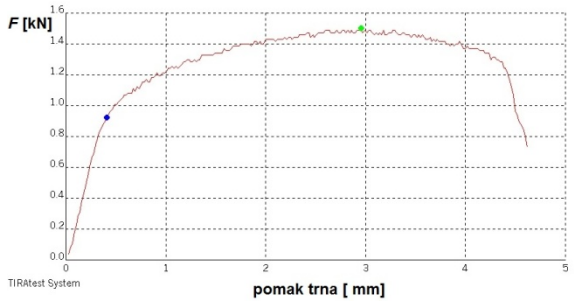
Slika 6.57. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B014



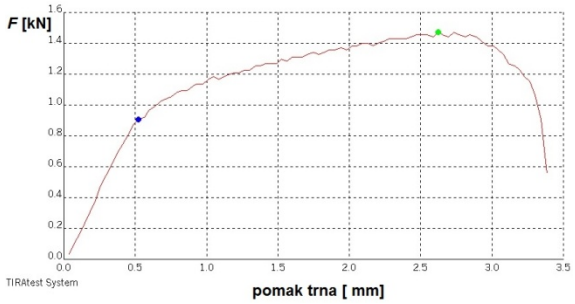
Slika 6.58. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B054



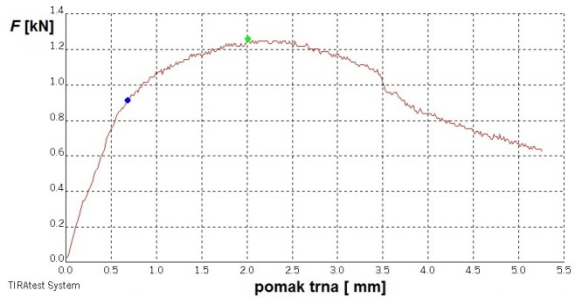
Slika 6.59. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B113



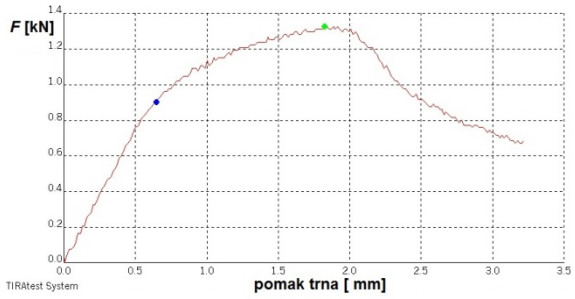
Slika 6.60. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B233



Slika 6.61. Dijagram sila – pomak trna za uzorak B234

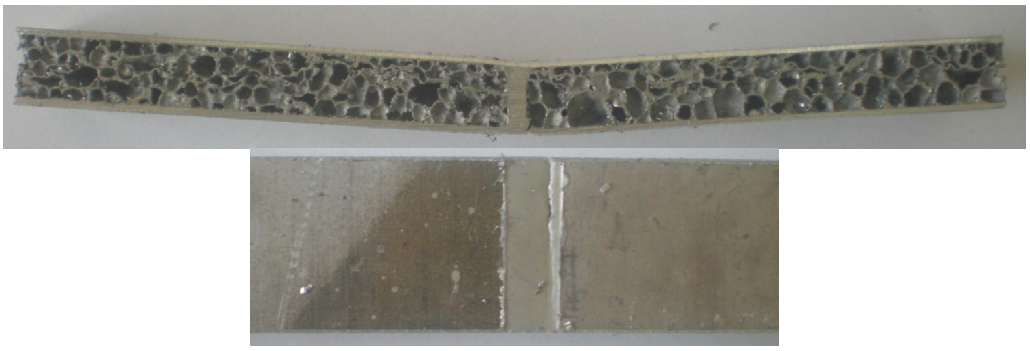


Slika 6.62. Dijagram sila – pomak trna za uzorak C074

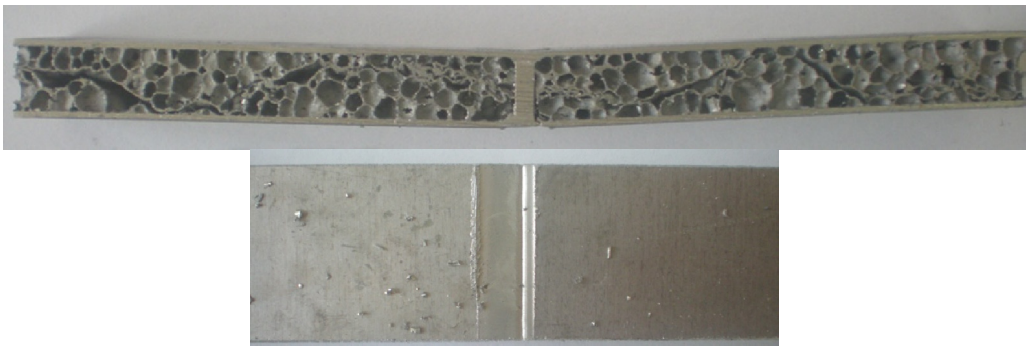


Slika 6.63. Dijagram sila – pomak trna za uzorak C134

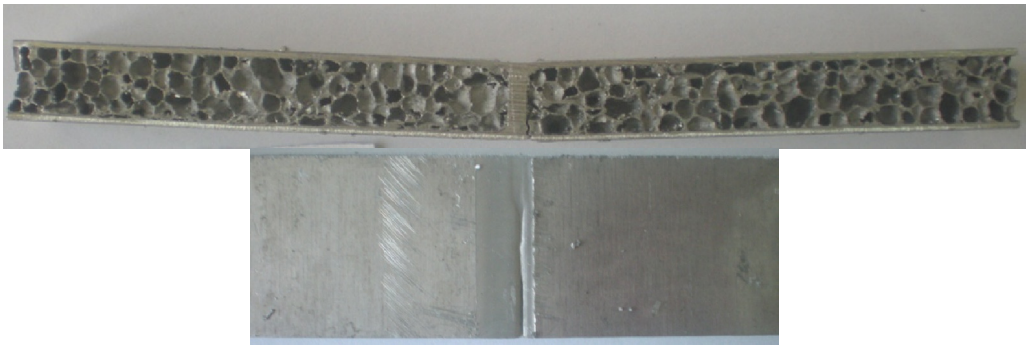
Na slikama od 6.64. do 6.71 prikazani su prijelomi nekih epruveta podvrgnutih trotočkastom savojnom ispitivanju. Prijelom se događa u zavarenom spoju na donjoj „istegnutoj“ strani epruvete. Na slikama prijeloma epruveta A124, B093, B094 i B111 jasno se vidi karakteristično upijanje deformacije u aluminijskoj pjeni kao pojava većih pukotina čak i na mjestima udaljenim od zavarenog spoja. Na slikama prijeloma epruveta A054, A193, B093, B094 i B234 vidljiva je krivudava linija prijeloma koja je rezultat anizotropnih svojstava aluminijske pjene. Kako je postupak zavarivanja trenjem rotirajućim alatom ovisan o svojstvima jezgre aluminijskog sendvič panela anizotropna svojstva jezgre dovode do anizotropnih svojstava zavara i upravo ovakvog krivudavog prijeloma.



Slika 6.64. Prijelom epruvete A054

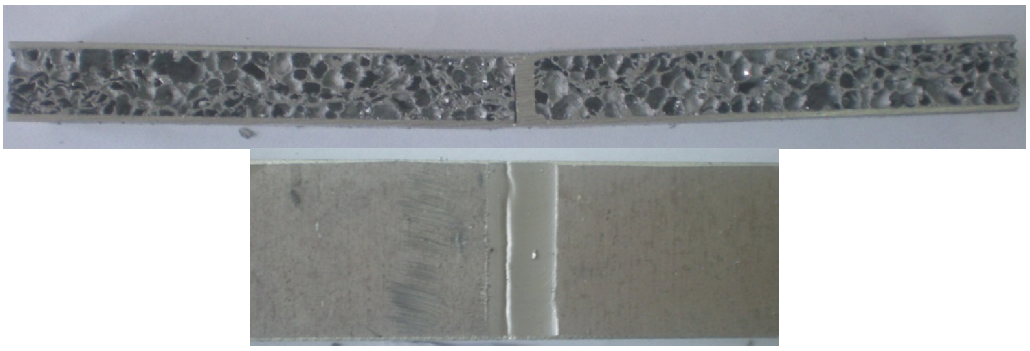


Slika 6.65. Prijelom epruvete A124

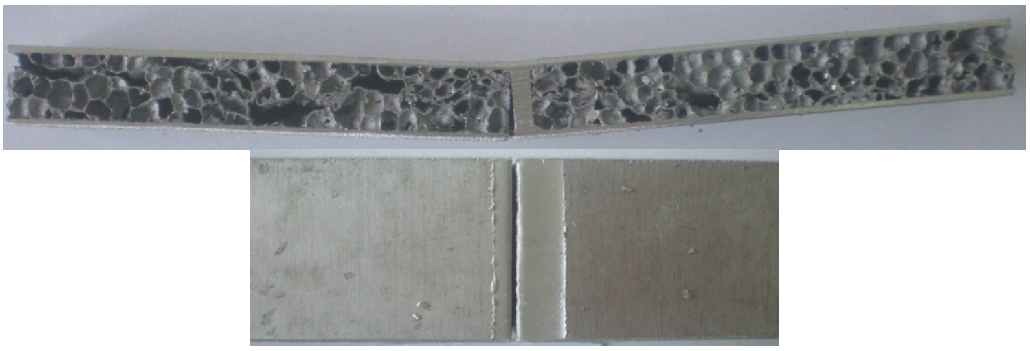


Slika 6.66. Prijelom epruvete A193

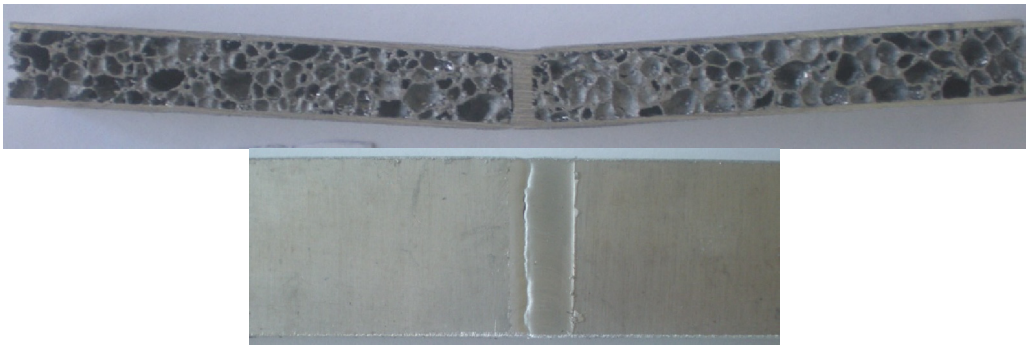
Slika 6.67. Prijelom epruvete B093



Slika 6.68. Prijelom epruvete B094



Slika 6.69. Prijelom epruvete B111



Slika 6.70. Prijelom epruvete B234

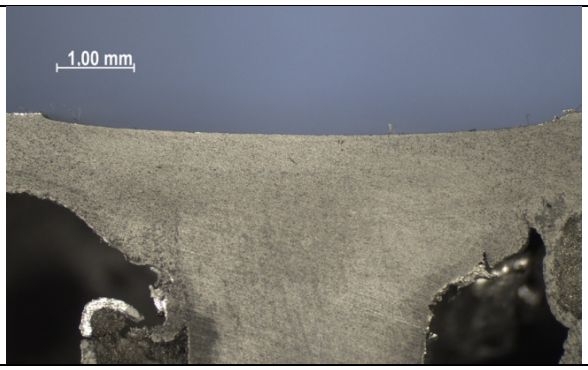
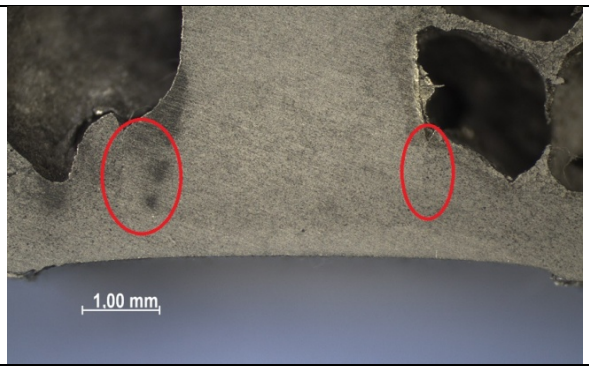
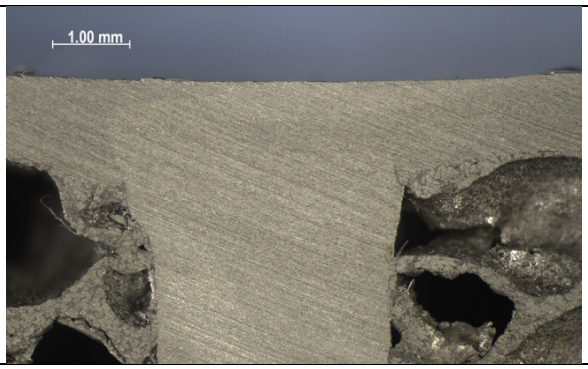
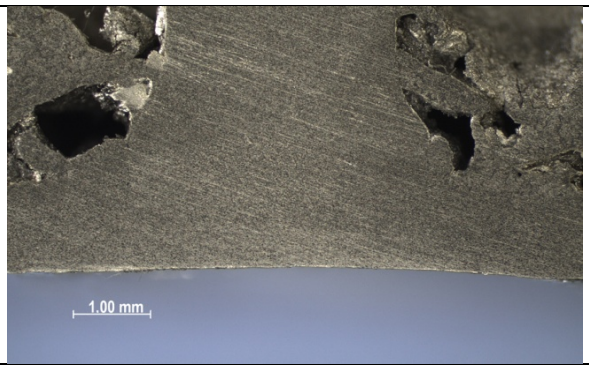
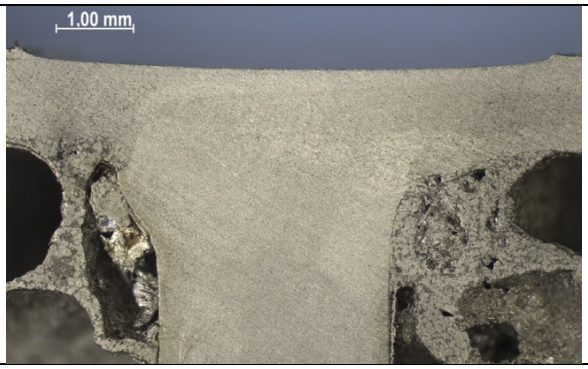
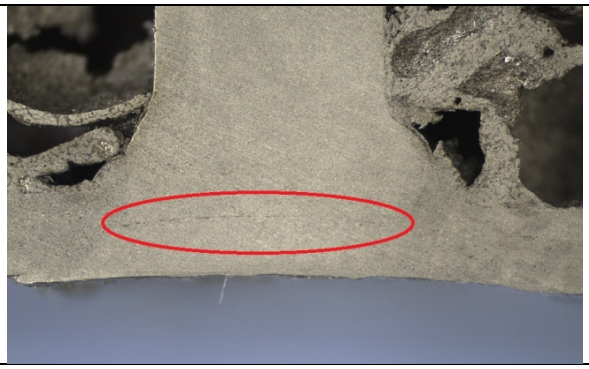
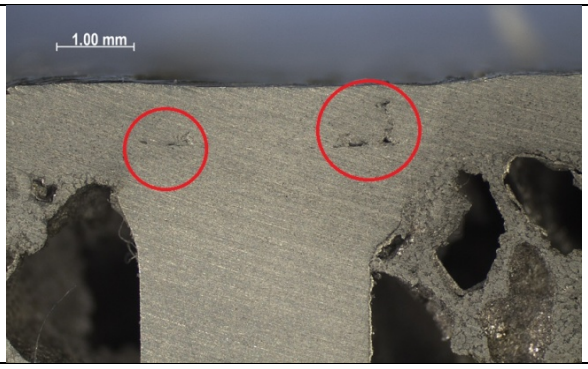
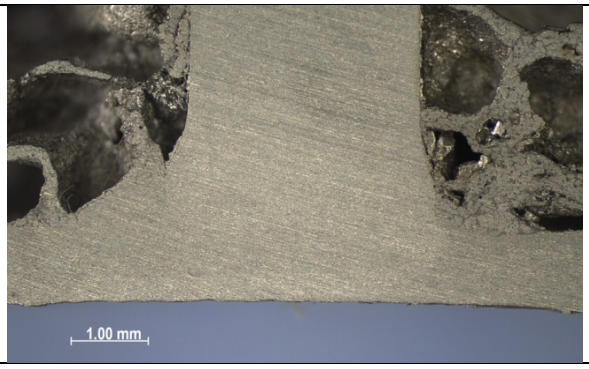
6.4. Rezultati analize makrostrukture zavarenih spojeva

Analiza mogućih nepravilnosti u zavarenim spojevima izvršena je pomoću stereomikroskopa LEICA MZ6 u Laboratoriju za zaštitu materijala, Fakulteta strojarstva i brodogradnje. Navedeni stereomikroskop ima dva izvora svjetlosti što je bilo od velikog značaja pri namještanju osvjetljenja radi jake refeksije na brušenoj površini aluminija. Pomoću programskog paketa Leica Application Suite 3.2.0 na osobnom računalu snimljene su slike zavara u svakom makroizbrusku uz povećanje od 15.6 puta. Slike su prikazane u tablicama 4.9, 4.10 i 4.11. uz označene nepravilnosti u zavarenim spojevima.

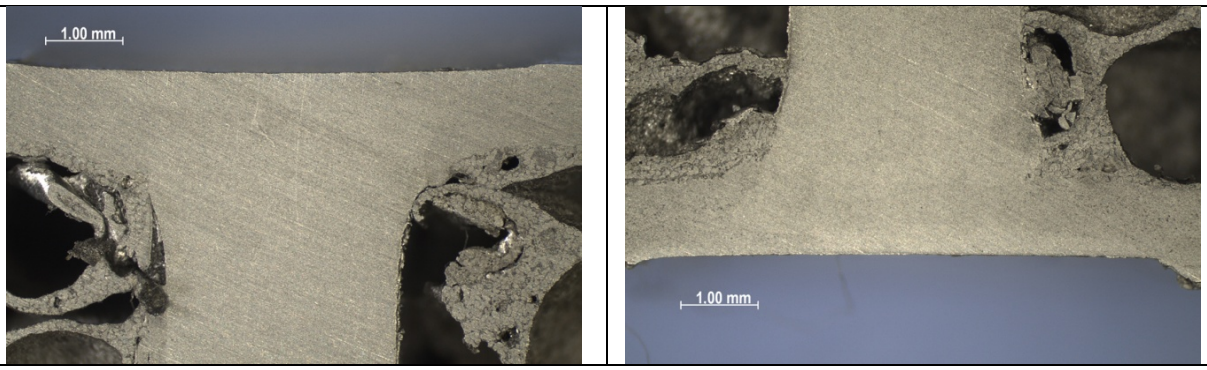
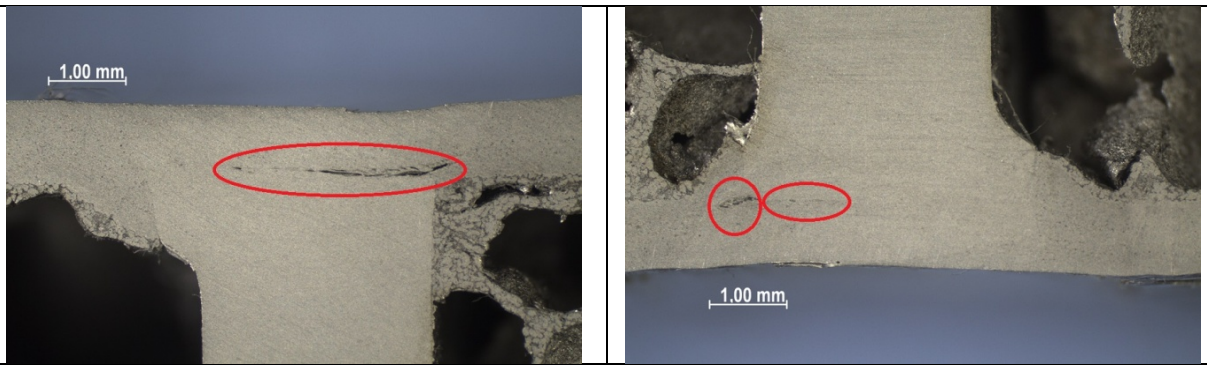
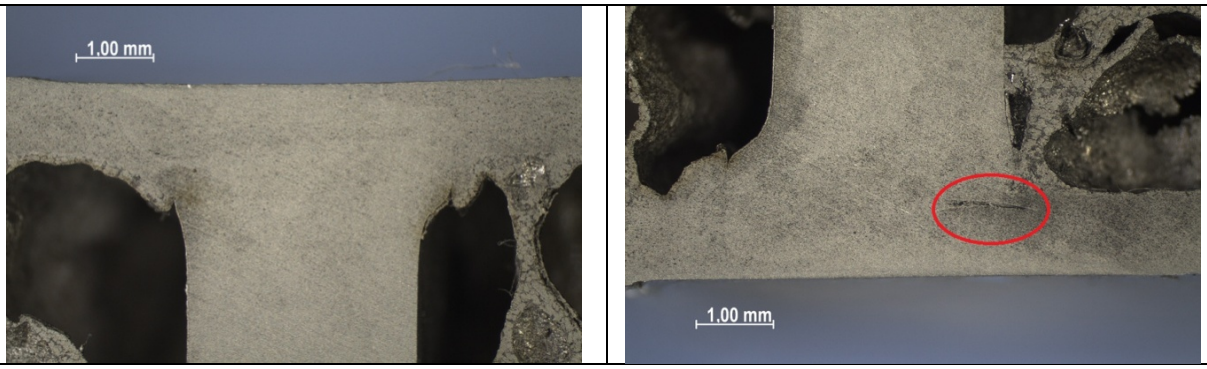
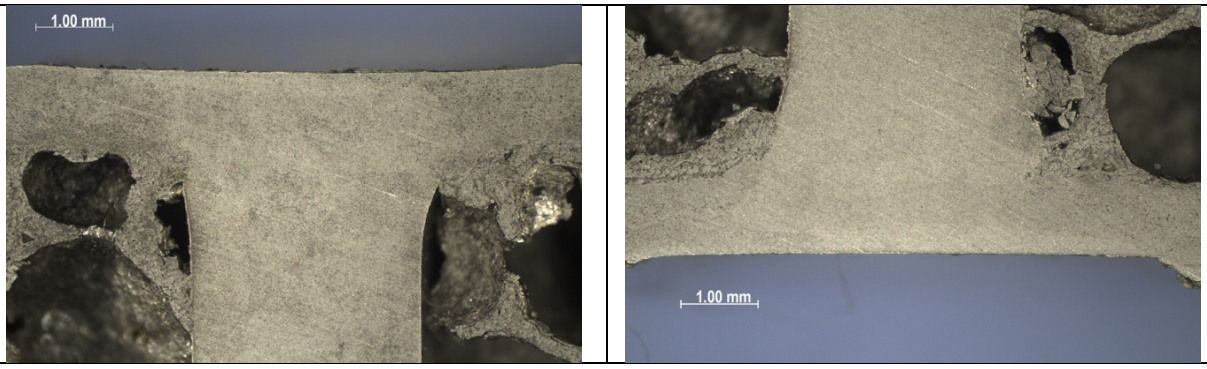
Pregledom makroizbrusaka u pojedinim zavarenim spojevima uočene su većinom volumetrijske i laminarne nepravilnosti. Uključci nisu uočeni. Nepravilnosti su razdijeljene prema normi HRN EN ISO 6520-2:2013 Zavarivanje i srodni procesi - Razredba geometrijskih nepravilnosti u metalnim materijalima - 2. dio: Zavarivanje pritiskom [126] na:

a) P.1001 – mikropukotina u zavaru. Nepravilnost je uočena u uzorcima: A17, B07, B11, B23 i C01.
b) P.1600 – površinska pukotina. Nepravilnost je uočena u uzorku B11.
c) P.2016 – jedna crvolika pora. Ovisno o dužini i promjeru pore opadaju mehanička svojstva zavarenog spoja Površina poprečnog presjeka crvolike pore obrnuto je proporcionalna s mehaničkim svojstvima zavarenog spoja. Nepravilnost je uočena u uzorcima: A13 i B11.
d) P.2016 – više crvolikih pora. Ovisno o dužini i promjeru pora opadaju mehanička svojstva zavarenog spoja. Površine poprečnih presjeka crvolikih pora mogu se zbrojiti te izračunati njihov utjecaj na mehanička svojstva. Nepravilnost je uočena u uzorcima: A07, A11 i B07.
e) P.401 – nedostatak spajanja. Nepravilnost se očituje kroz nedostatak zavara, odnosno mjestimičnu ili potpunu odvojenost između vanjskih limova i umetnutog ekstrudiranog profila, te utječe na mehanička svojstva spoja. Ovo je najčešća nepravilnost koja se pojavljuje upravo radi specifičnog oblika spoja te je uočena u uzorcima A05 , A11, B07, B13, B15
f) P.403 – nalijepljivanje. Ova nepravilnost značajno umanjuje vlačnu čvrstoću, nešto manje otpornost na savijanje. Nepravilnost je uočena u uzorcima A01, B15 I C01, C15.
g) P.5262 – površinska izbočenja. Ova nepravilnost ne bi trebala utjecati na mehanička svojstva. Nepravilnost je uočena u uzorcima C17.

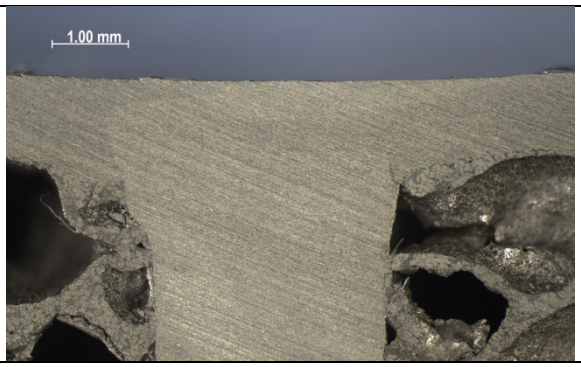
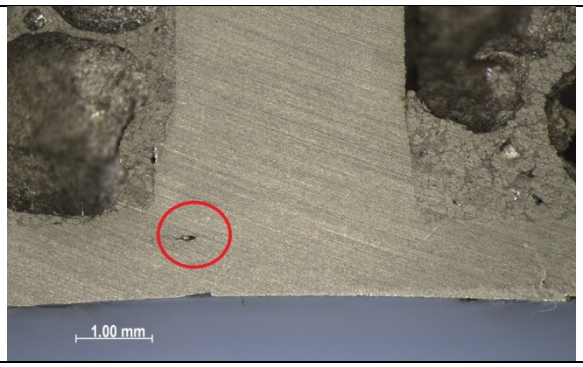
Tablica 6.9. Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe A

Spoj A01; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 4°
 
Spoj A03; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 4°
 
Spoj A05; brzina zavarivanja =23 mm/min; kut nagiba alata = 4°
 
Spoj A07; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 3°
 

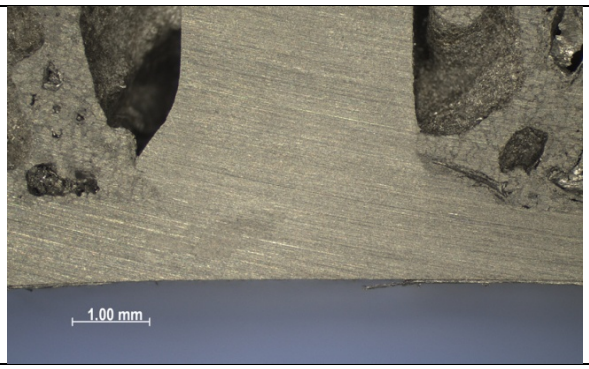
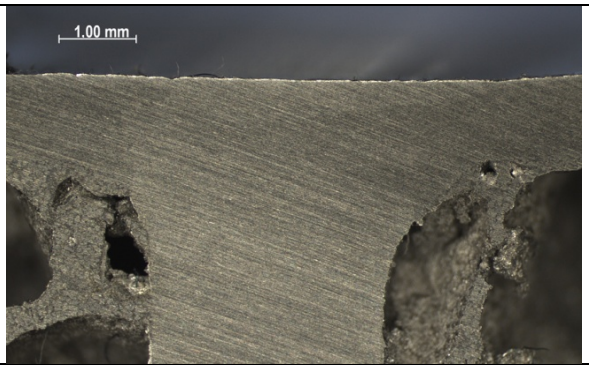
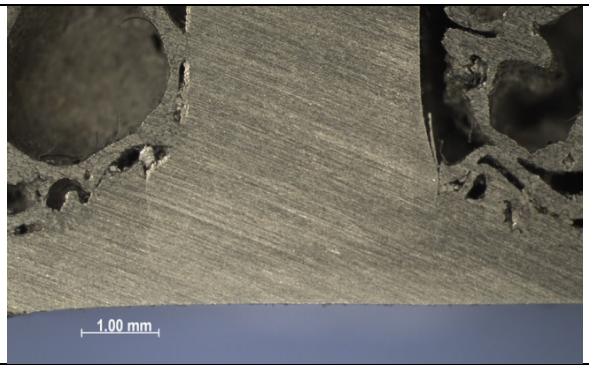
nastavak tablice 6.9

Spoj A09; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj A11; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 2°

Spoj A13; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 2°

Spoj A15; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 2°


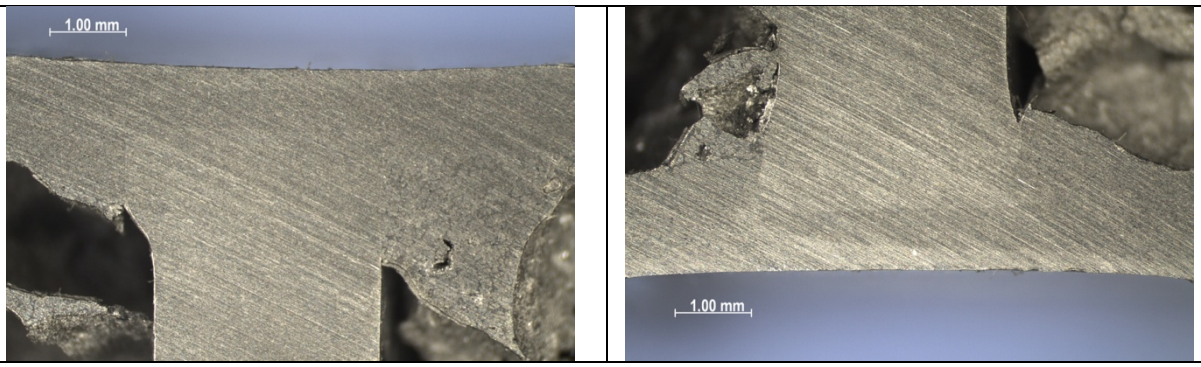
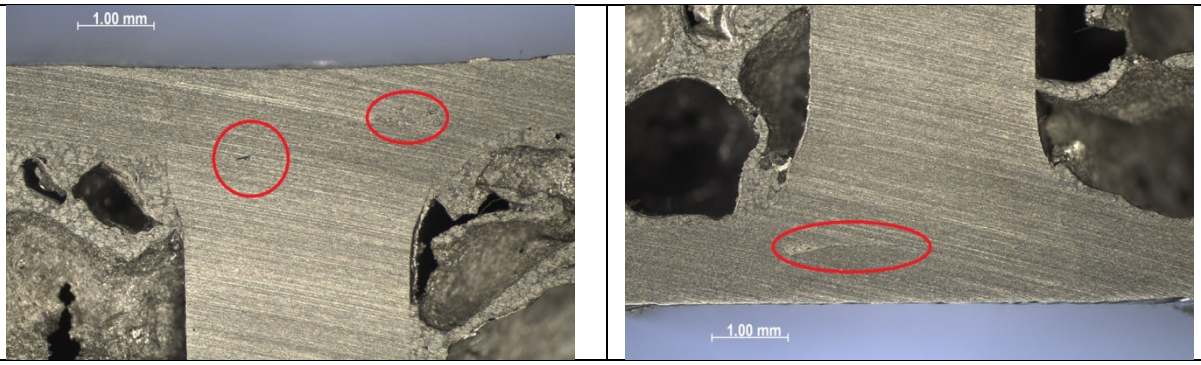
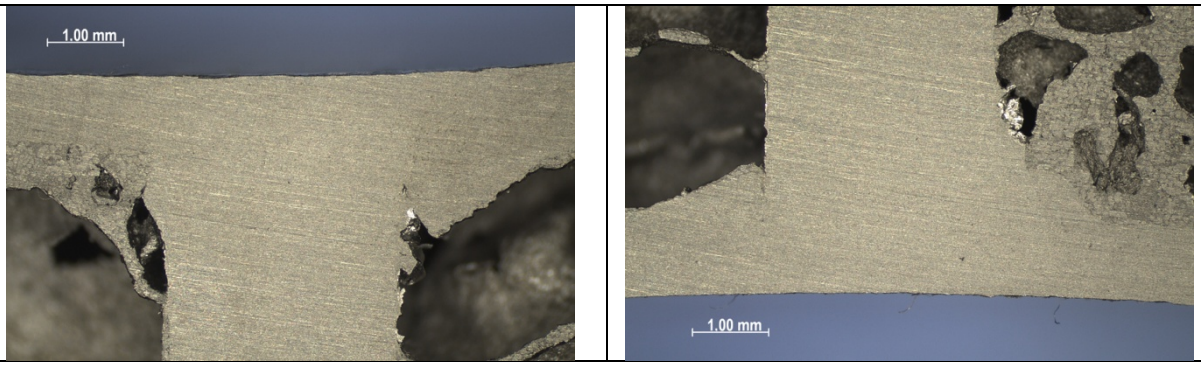
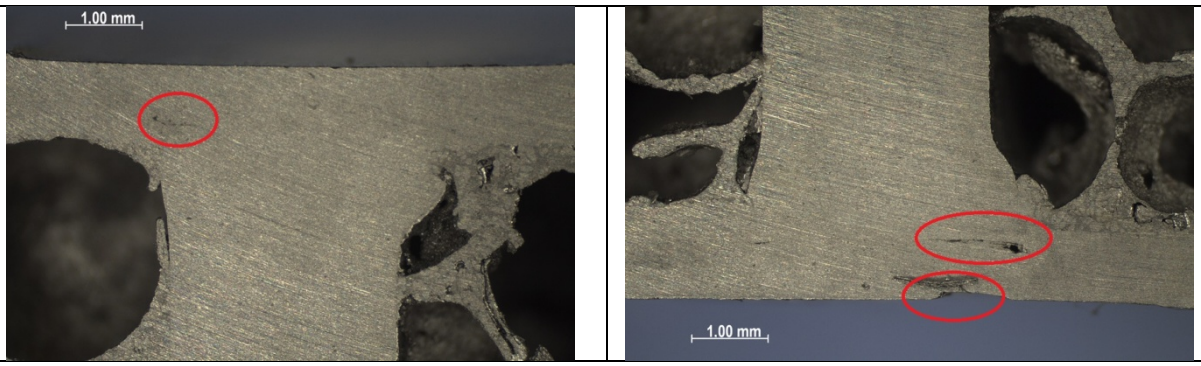
nastavak tablice 6.9

Spoj A17; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 3°	
	

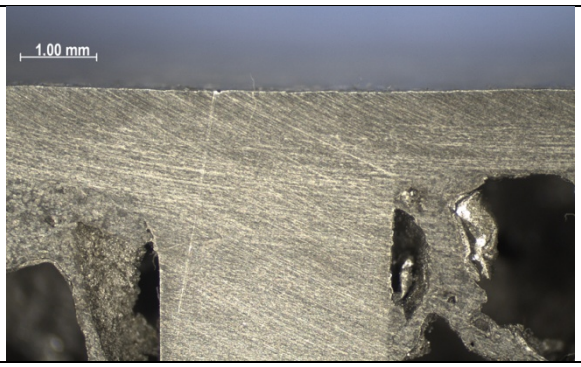
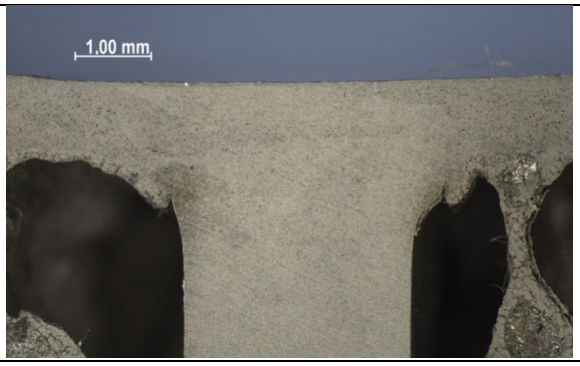
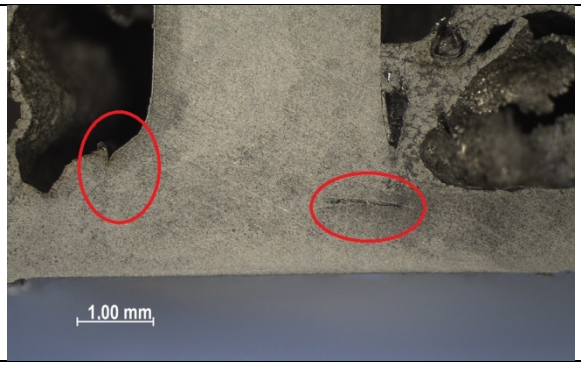
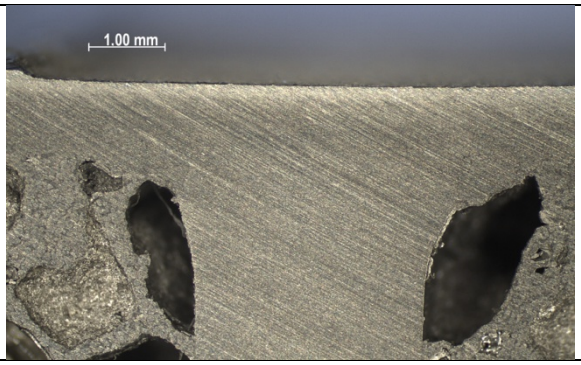
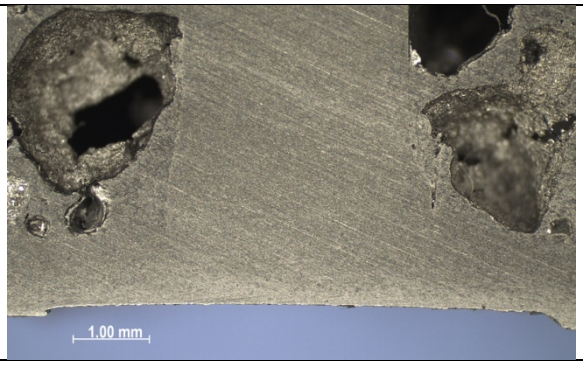
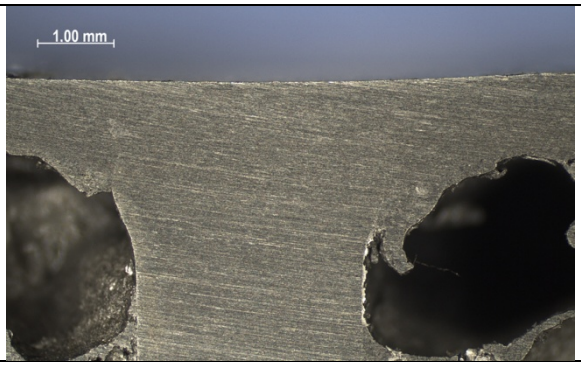
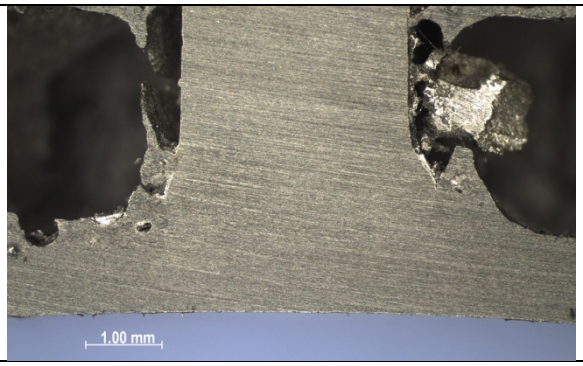
Tablica 6.10. Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe B

Spoj B01; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°	
	
Spoj B03; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 3°	
	

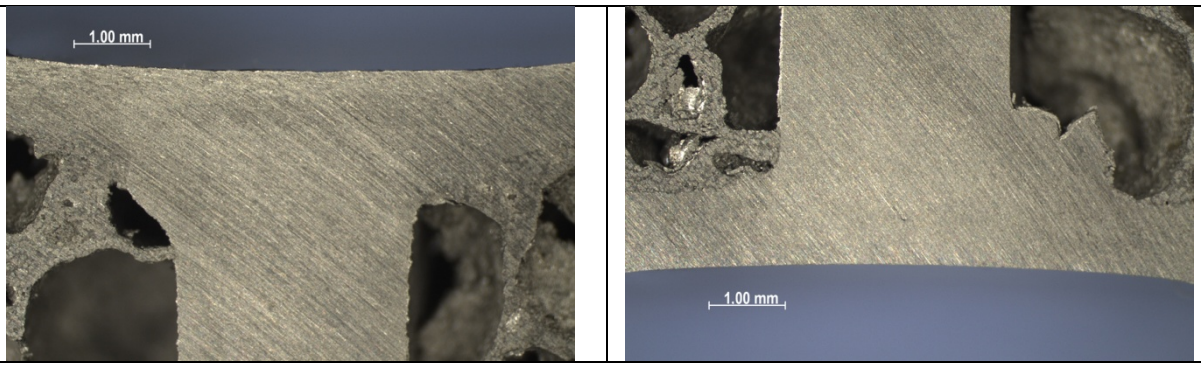
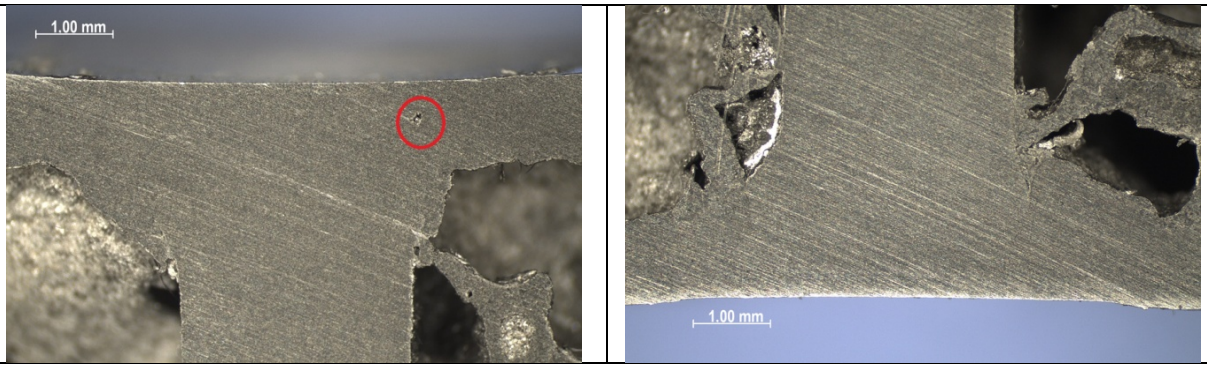
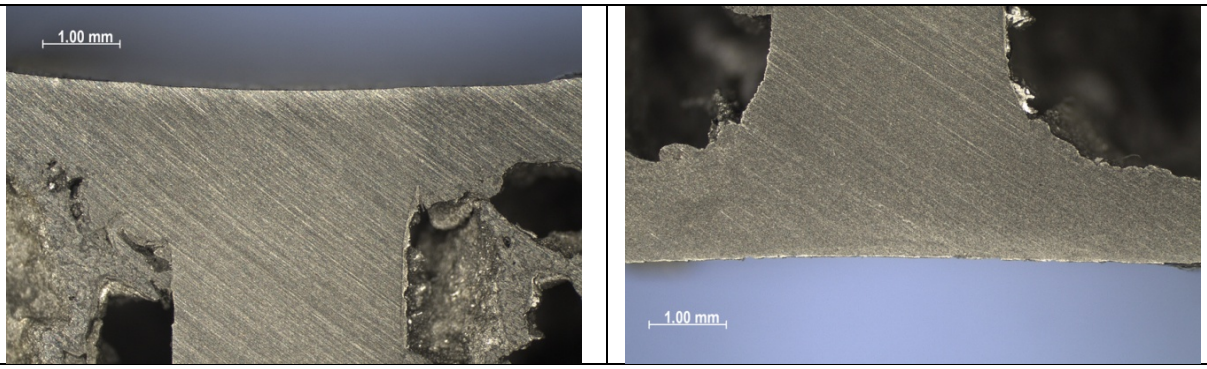
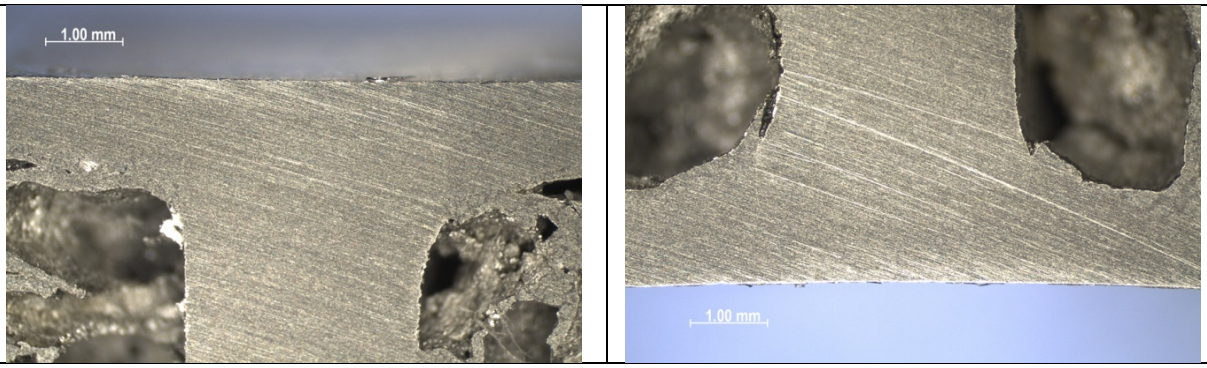
nastavak tablice 6.10

Spoj B05; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj B07; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata =3 °

Spoj B09; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj B11; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 2°


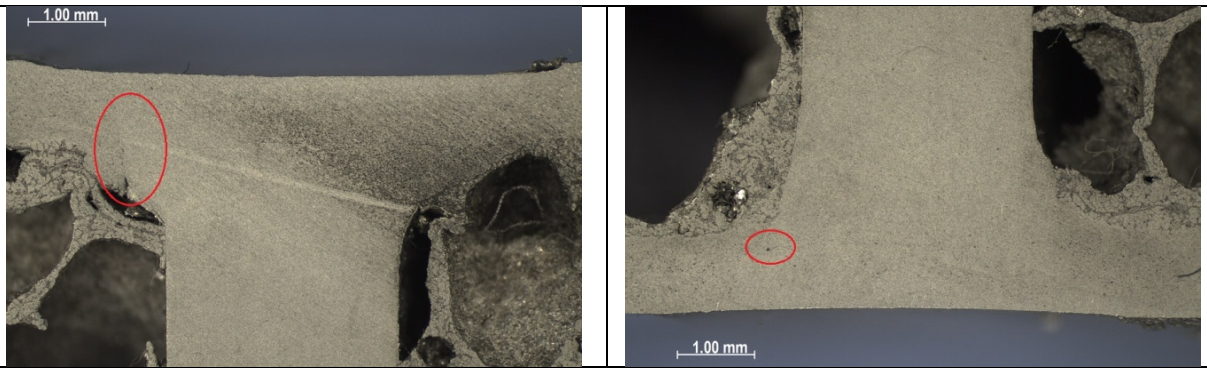
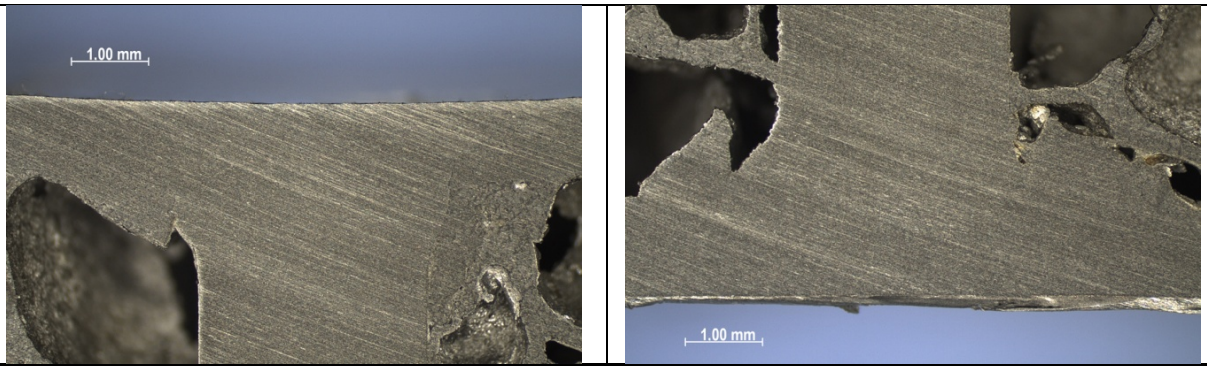
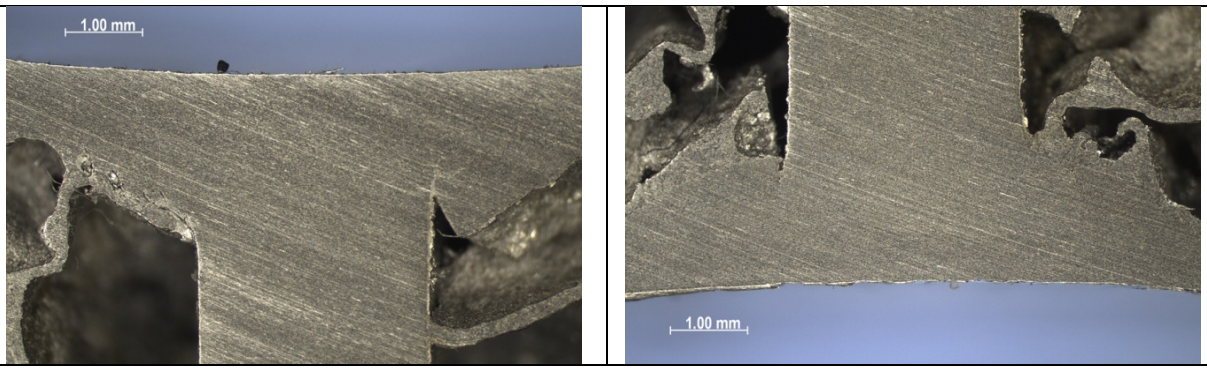
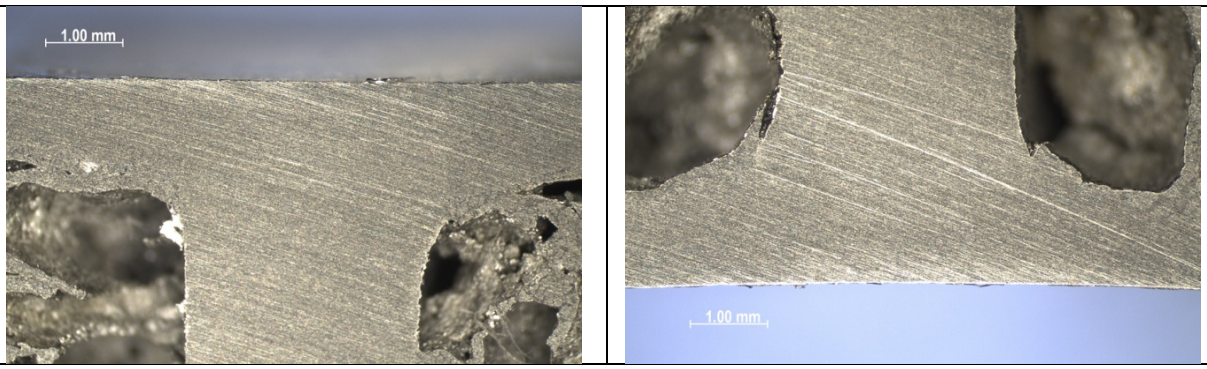
nastavak tablice 6.10

Spoj B13; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 2°

Spoj B15; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 2°
 
Spoj B17; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 3°
 
Spoj B19; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°
 

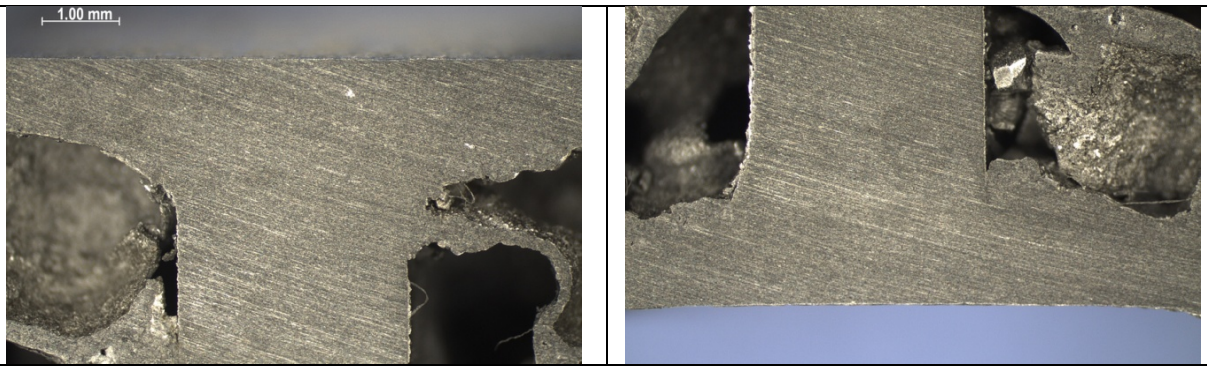
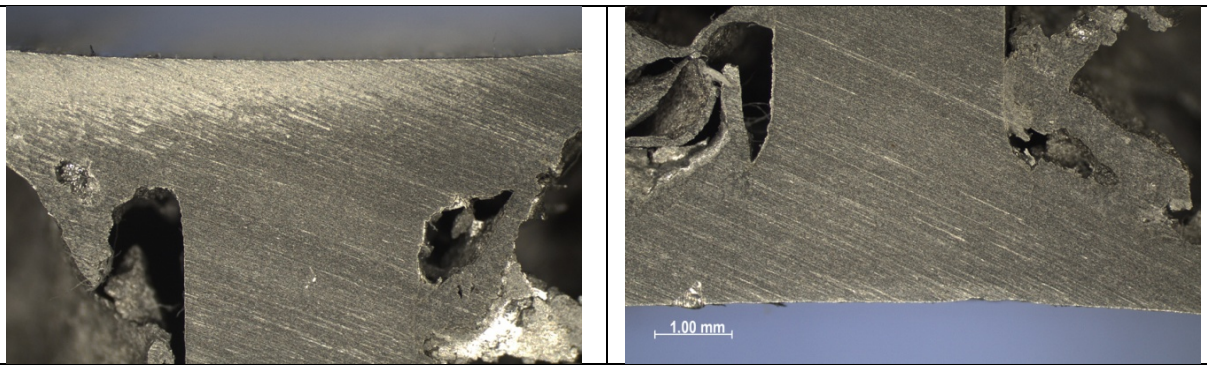
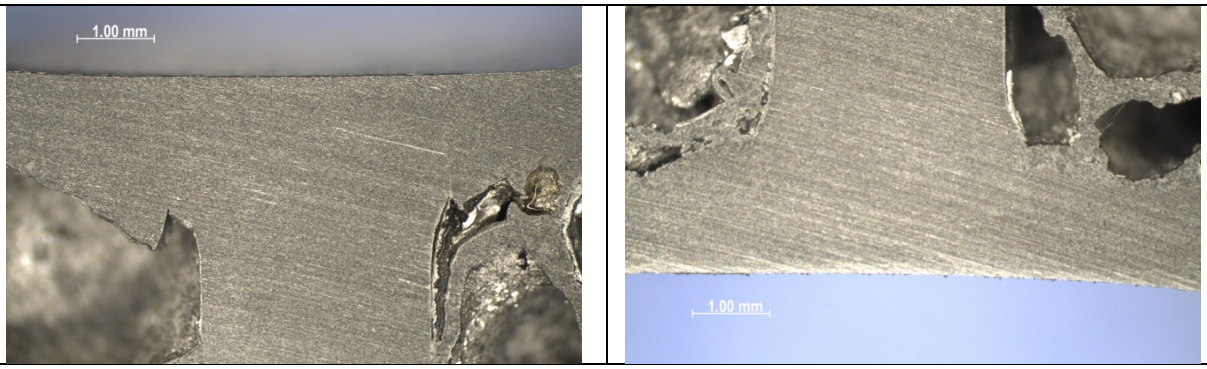
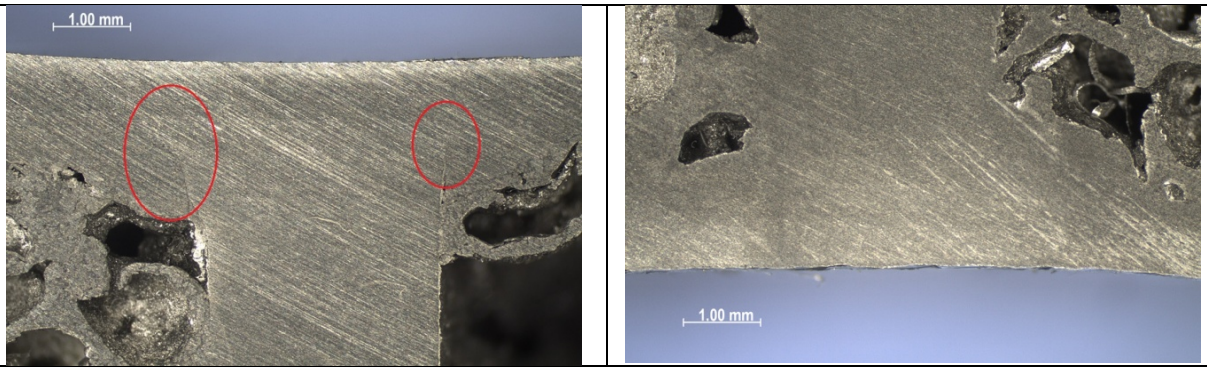
nastavak tablice 6.10

Spoj B21; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 4°

Spoj B23; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj B25; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 4°

Spoj B27; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 4°


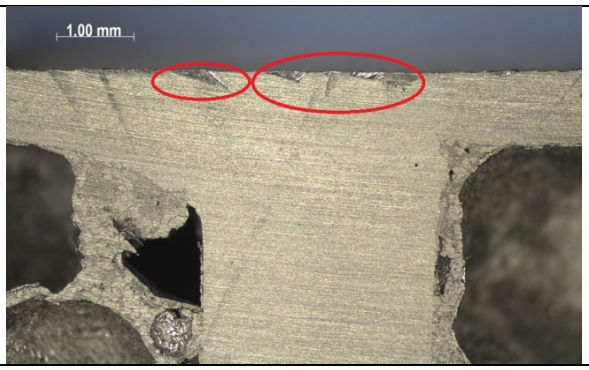
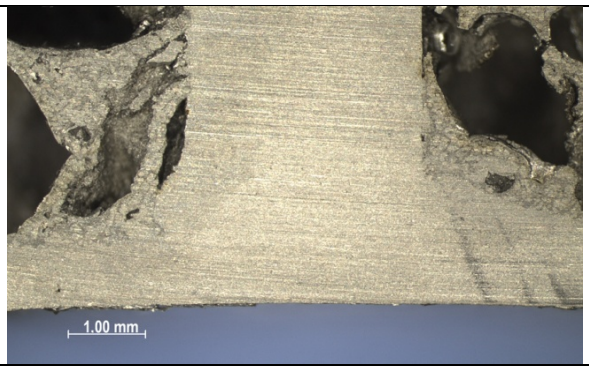
Tablica 6.11. Makroizbrusci zavara spojeva iz grupe C

Spoj C01; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj C03; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj C05; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 4°

Spoj C07; brzina zavarivanja = 93 mm/min; kut nagiba alata = 2°


nastavak tablice 6.11

Spoj C09; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 2°

Spoj C11; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 3°

Spoj C13; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 4°

Spoj C15; brzina zavarivanja = 23 mm/min; kut nagiba alata = 2°


nastavak tablice 6.11

Spoj C17; brzina zavarivanja = 58 mm/min; kut nagiba alata = 4°	
	

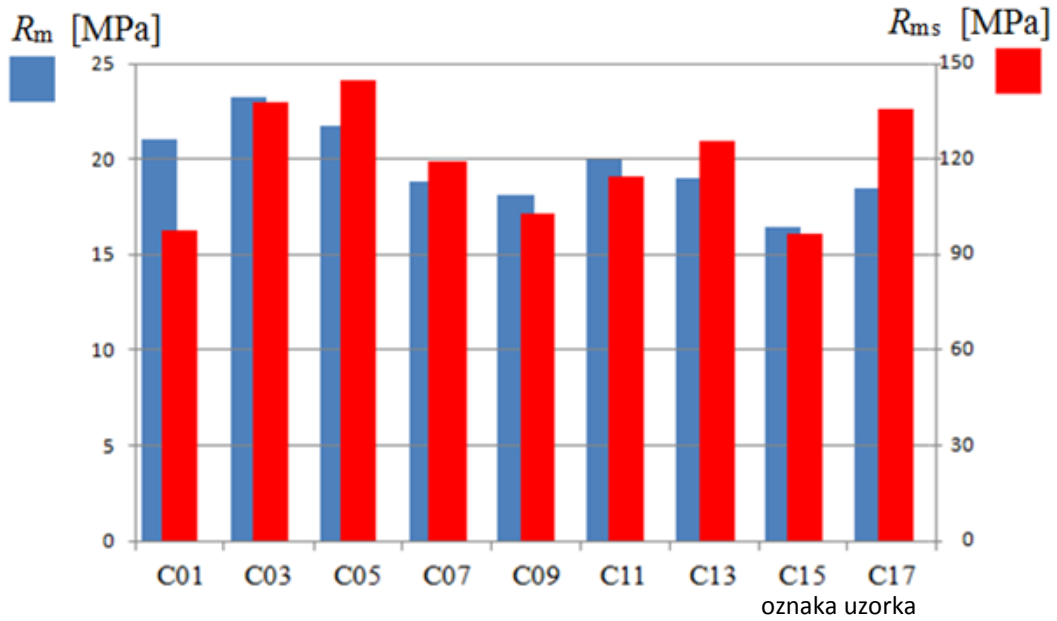
6.5 Komentar dobivenih rezultata

Spojevi koji su dali nešto niže vrijednosti vlačne čvrstoće od očekivanih, a u kojima su uočene nepravilnosti makroanalizom su A1, A5, A11, B15, C1, C15 i C17. Spojevi koji su dali nešto niže vrijednosti savojne čvrstoće pri trotočkastom savijanju, a u kojima su uočene nepravilnosti su: A1, A7, A13, A17, B13, C1 i C15. Pukotine su uočene i u zavarenim spojevima B7, B11 i B23 no veličina pukotina je vrlo mala te nisu imale utjecaja na ispitivana mehanička svojstva.

Razlike u izmjerenim vrijednostima najveće vlačne sile F_m pri statičkom vlačnom ispitivanju i najveće sile F_{ms} pri trotočkastom savijanju za pojedine ispitne uzorke variraju i više nego što je očekivano (navedeno je već pojašnjeno kroz dijagrame na slikama 6.15 i 6.49). Kako se iz izmjerenih vrijednosti računaju vlačna čvrstoća R_m i savojna čvrstoća R_{ms} izračunate vrijednosti također kod istih uzoraka nisu bile očekivane. Navedeno se može pojasniti postojanjem nepravilnosti u zavarenim spojevima u kojima su vrijednosti niže od očekivanih. Izmjerene vrijednosti više od očekivanih mogu se tumačiti većom gustoćom aluminijske pjene određenih uzoraka koja dovodi do povećanja čvrstoće pri vlačnom naprezanju i savojne čvrstoće pri savijanju. Za određene zavarene spojeve niža vrijednost vlačne čvrstoće mogla se predvidjeti s obzirom na loš izgled lica zavara na obje strane spoja.

Slika 6.71. prikazuje usporedni dijagram vrijednosti mehaničkih svojstava za epruvete izrađene iz zavarenih spojeva iz grupe C. Vrijednosti R_m i R_{ms} za epruvete iz određenih spojeva (C03, C07, C09, C11, C13, C15) su na približno istim razinama, tj. ako je R_m veća od prosjeka onda je i R_{ms} veća te vrijedi i obrnuto. Također za određene uzorke vrijedi i da je R_m manja od prosjeka ako je i R_{ms} manja i obrnuto. Vrijednosti R_m i R_{ms} uzoraka izrađenih iz spojeva C01 i C17 nisu na istim razinama, veću R_m prati manja R_{ms} (C01). U slučaju izračunatih vrijednosti kod uzoraka izrađenih iz spoja C17 manju R_m prati veća R_{ms} što

također nije očekivano. Navedene razlike pojavljuju se i pri ispitivanjima određenih spojeva iz grupe A i grupe B. Iz prethodno navedenih konstatacija može se pretpostaviti da parametri zavarivanja istraživani u ovom eksperimentu nisu imali jednak utjecaj na oba ispitivana mehanička svojstva spojeva aluminijskih sendvič panela. Postoje jasne indicije da se promjenom pojedinog parametra zavarivanja vlačna čvrstoća povećava dok se savojna čvrstoća smanjuje.



Slika 6.71. Usporedni dijagram dobivenih vrijednosti provedenih mehaničkih ispitivanja zavarenih spojeva iz grupe C

6.6. Statistička analiza i izrada matematičkih modela

Analiza rezultata dobivenih ispitivanjima provedena je u programskoj aplikaciji Design Expert 9.0.4.1. Matematički modeli definirani su za dvije odzivne veličine: vlačnu čvrstoću R_m i savojnu čvrstoću R_{ms}. Za stanja eksperimenta prikazane su i odzivne površine koje vizualno predočuju utjecaj određenih varijabli.

6.6.1. Izrada matematičkog modela za određivanje vlačne čvrstoće

Kako bi se ustanovila zakonitost određene pojave, potrebno je provesti redukciju modela. Uobičajeno je da se redukcija modela provodi „od kraja“. Naime, izgradnja modela bazira se na utvrđivanju ostataka i dijagnostici koeficijenata. Član A predstavlja brzinu zavarivanja v, član B predstavlja kut nagiba alata α_A te član C predstavlja promjer čela alata d_A. Redukcijom

modela unazad dobiven je reducirani kvadratni model u kojemu su uvršteni članovi A, B, C, B^2 i C^2.

Analiza varijance (engl. *Analysis of Variance - ANOVA*) za ovaj reducirani kvadratni model daje F vrijednost od 8,42 što implicira da je model značajan i da postoji samo 0,01% mogućnosti da je značajnost nastala uslijed greške ili šuma. Vrijednosti „Prob > F“ je 0,0001. Sve „Prob > F“ vrijednosti manje od 0,0500 naznačuju da je model značajan te da su svi članovi signifikantni. U ovom slučaju to su članovi A (< 0,0001), B (0,0386), C (0,2168), B^2 (0,0013) i C^2 (0,0387). Članovi koji su izbačeni iz modela imali su velike „Prob > F“ vrijednosti kako slijedi: AB (0,8333), AC (0,8873), BC (0,2380) te A^2(0,8284).

Vrijednost „Adeq precision“ služi za definiranje odnosa signal – šum. U ovom slučaju „Adeq precision“ iznosi 11,755 što je veće od 4 i ukazuje na to da postoji odgovarajući signal. Vrijednost R^2 iznosi 0,6183 Razlika između prilagođene vrijednosti R^2 koja iznosi 0,5449 i predviđene R^2 vrijednosti 0,4326 je manja od 0,2 što ukazuje na dobro podudaranje reduciranog kvadratnog modela s navedenim članovima i podataka.

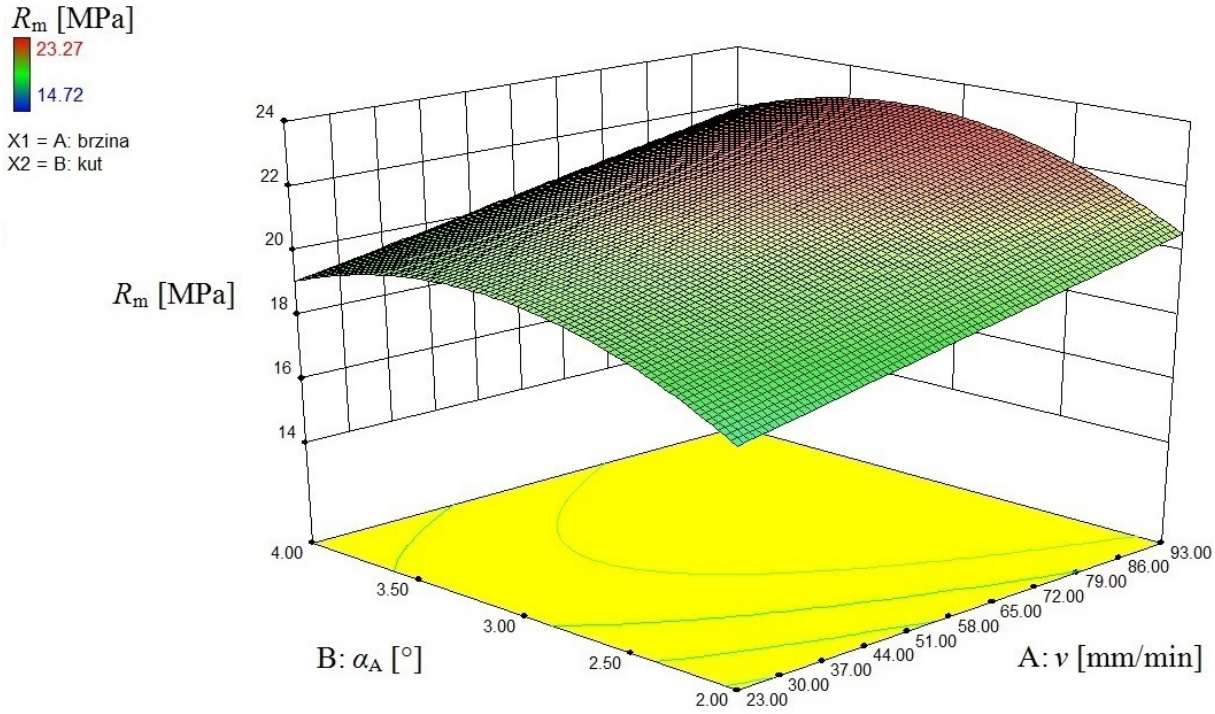
Vrijednost R^2 mogla bi se povećati ako bi se iz eksperimenta izbacilo stanje pokusa br. 28 u kojemu je izrađen spoj C03 brzinom zavarivanja v = 58 mm/min, kutem nagiba alata α_A = 3° te promjerom čela alata d_A = 9 mm. U navedenom stanju pokusa izmjerena je vlačna čvrstoća R_m = 23,27 MPa što je iznad očekivanih vrijednosti. Za ovu točku očitana je i veća „Cook-ova udaljenost“ koja definira promjenu regresije ako bi se podatak izostavio iz ispitivanja. Međutim postoje još 3 točke s vrlo sličnom „Cook-ovom udaljenosti“. Izbacivanjem ovog stanja za navedeni model dobila bi se vrijednost R^2 od 0,6423, prilagođena R^2 povećala bi se na 0,5708, a predviđena vrijednost R^2 porasla bi na 0,4619. Međutim kako plan eksperimenta sadrži 32 stanja pokusa samo s ponavljanjem središnje točke odlučeno je da se ovo stanje pokusa ipak neće izostaviti.

Vrijednost „Lack of Fit“ - LOF je 34,74. F vrijednost od LOF je 0,88, što znači da LOF nije značajan u odnosu na pogrešku. Postoji 62,97 % vjerojatnosti da je F vrijednost od LOF nastala uslijed šuma.

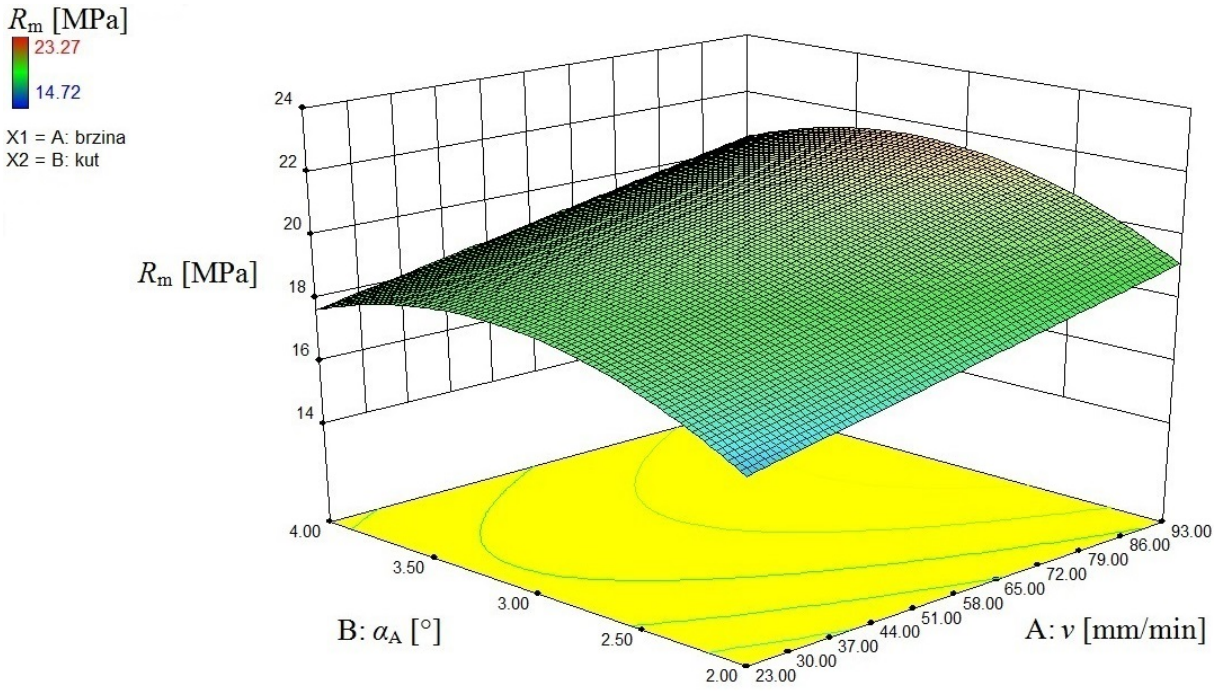
Konačni izraz matematičkog modela za vlačnu čvrstoću glasi:

$$R_m = 70{,}02364 + 0{,}040111 \cdot v + 11{,}03252 \cdot \alpha_A - 17{,}04735 \cdot d_A - 1{,}72718 \cdot {\alpha_A}^2 + \\ + 1{,}04115 \cdot {d_A}^2 \qquad (6.1)$$

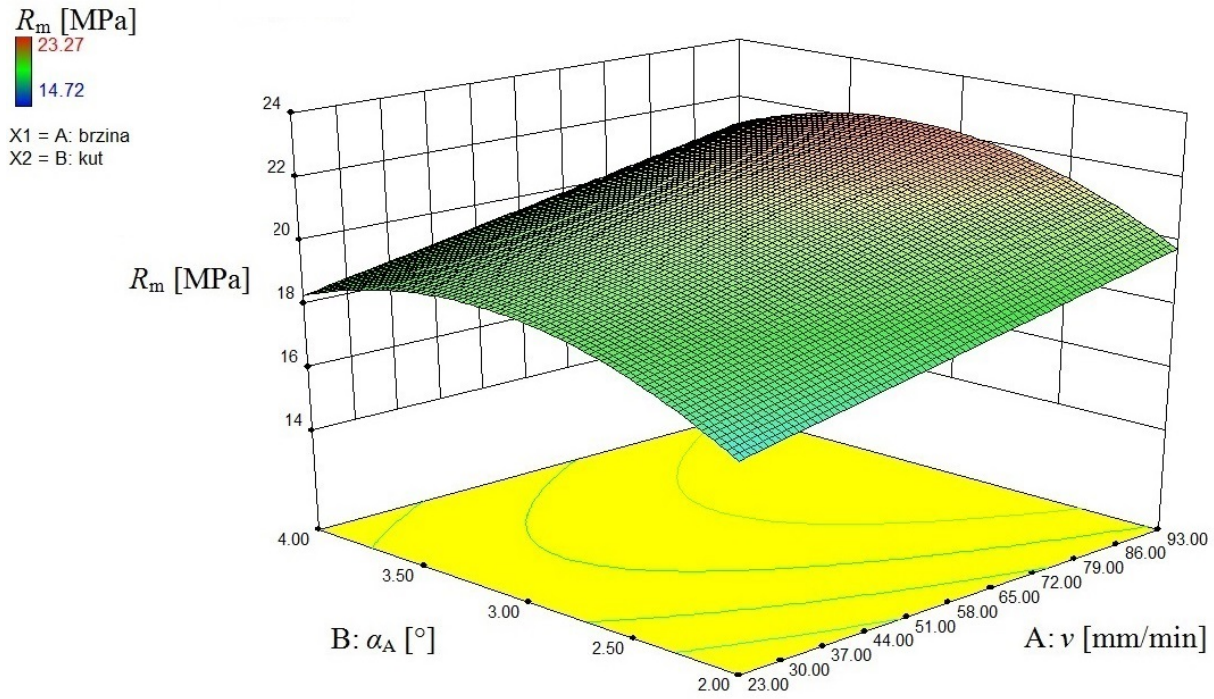
Grafički prikazi odzivnih površina za konačni oblik modela prikazane su na slikama od 6.72 do 6.74.



Slika 6.72. Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm



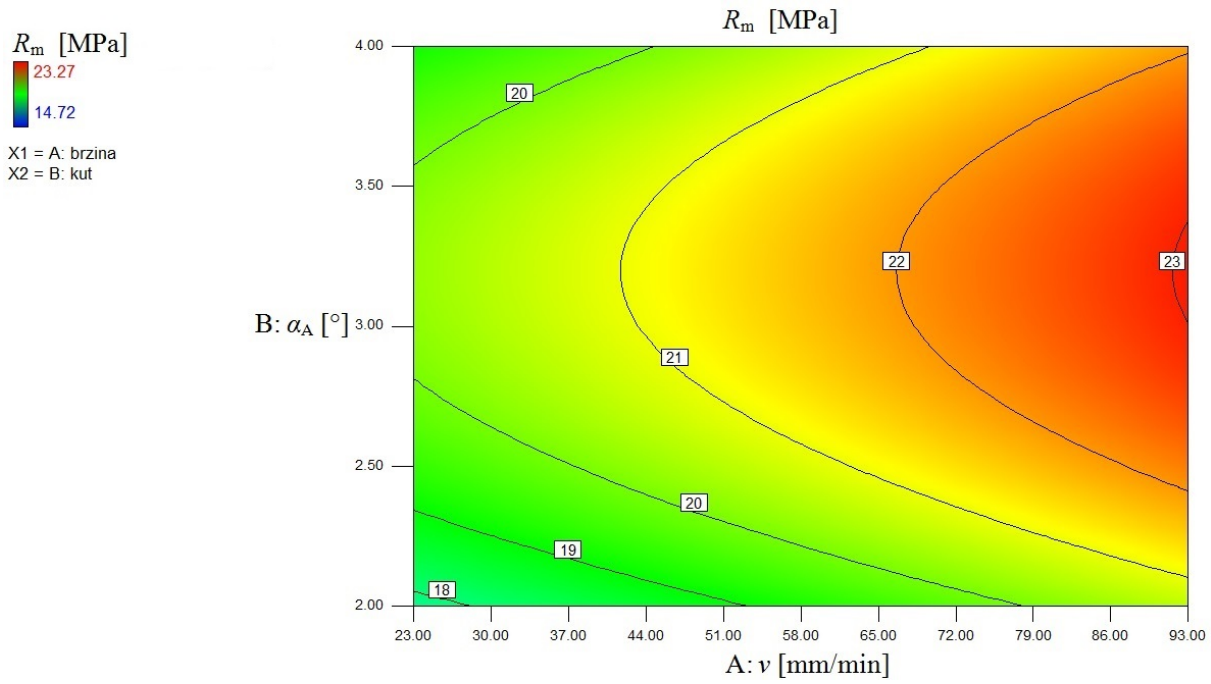
Slika 6.73. Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 8 mm



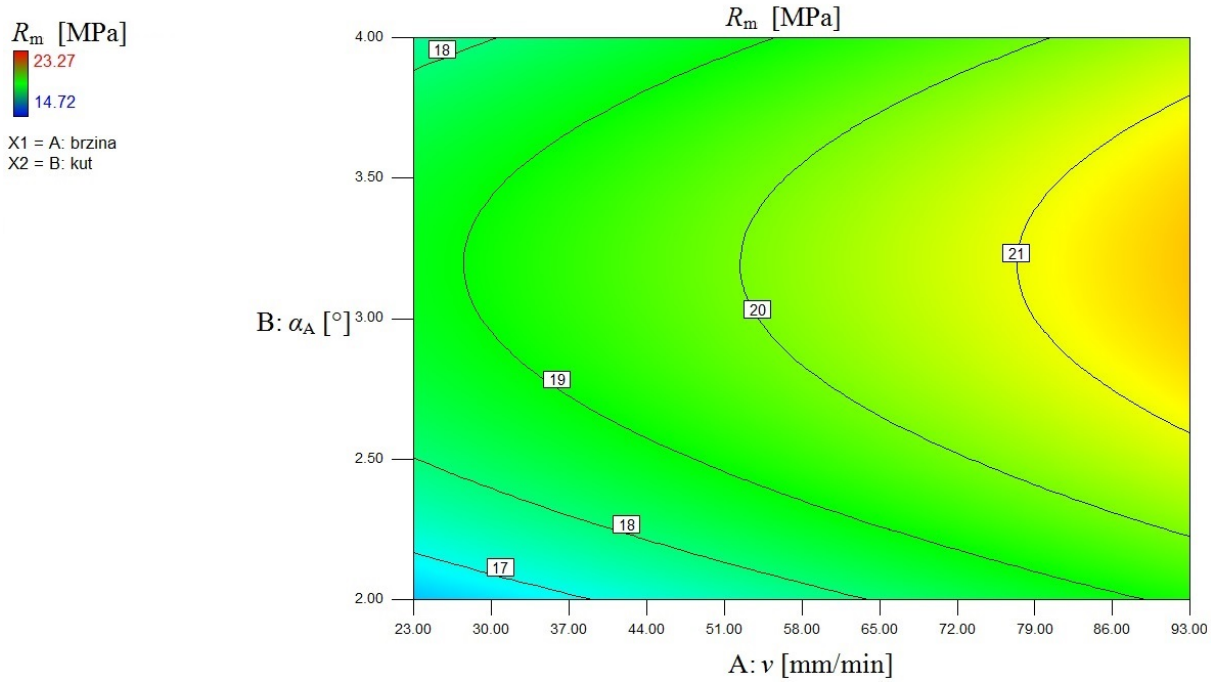
Slika 6.74. Odzivna površina vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 9 mm

Iz matematičkog modela (6.1) i grafičkih prikaza odzivnih površina može se zaključiti da na vrijednost vlačne čvrstoće R_m najveći pozitivni utjecaj ima kut nagiba alata α_A, dok najveći negativni utjecaj ima promjer čela alata d_A. Kvadratna vrijednost kuta nagiba alata α_A^2 također ima i manji negativni utjecaj, dok kvadratna vrijednost promjera čela alata d_A^2 ima manji pozitivni utjecaj.

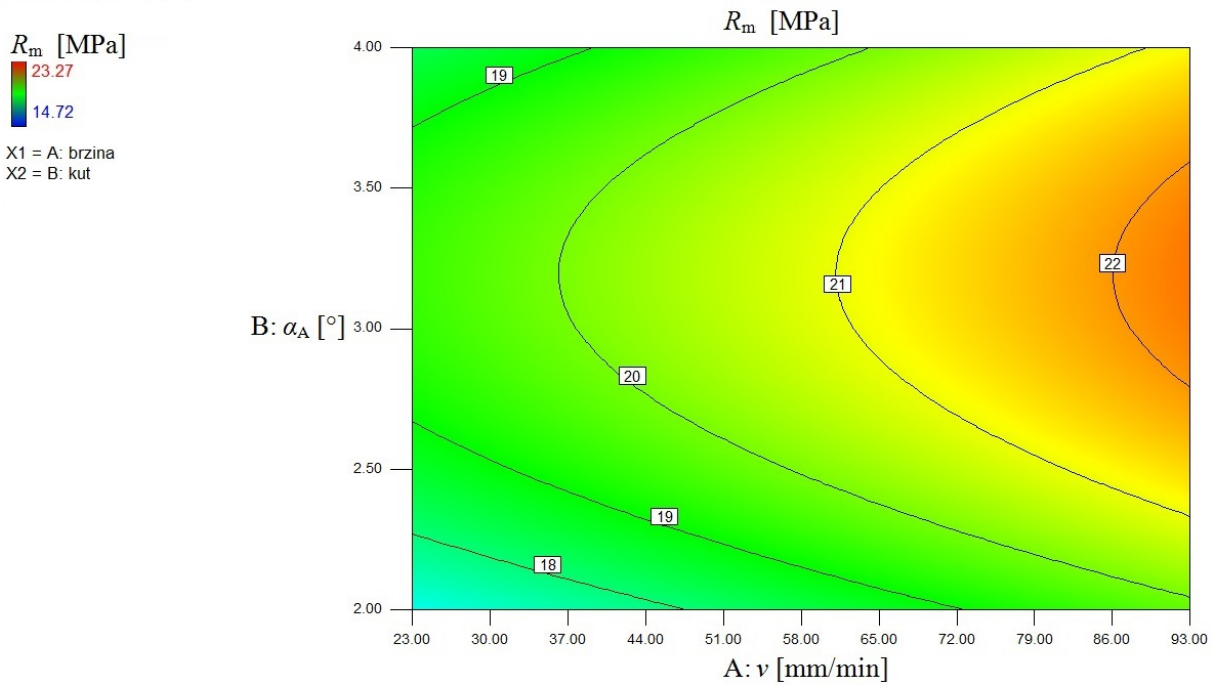
Grafički prikazi „contour plot“ tj. prikazi izokvanti za vlačnu čvrstoću R_m za alate promjera čela 7, 8 i 9 mm dani su na slikama od 6.75 do 6.77. Prikazi izokvanti pokazuju da se najmanje vrijednosti vlačne čvrstoće R_m unutar zadanog eksperimentalnog prostora postižu s brzinom zavarivanja v = 23 mm/min i s kutem nagiba alata α_A = 2°. Najveće vrijednosti postižu se pri brzini zavarivanja v = 93 mm/min u istom eksperimentalnom prostoru. Povećanjem brzine zavarivanja u rasponu od 23 mm/min do 93 mm/min uz zadržavanje ostalih parametara konstantnima povećava se vlačna čvrstoća R_m.



Slika 6.75. Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm



Slika 6.76. Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 8 mm



Slika 6.77. Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 9 mm

6.6.2. Izrada matematičkog modela za određivanje savojne čvrstoće pri trotočkastom savojnom ispitivanju

Redukcijom modela dobiven je reducirani kvadratni model u kojemu su uvršteni članovi A, B, A^2. Analiza varijance za ovaj reducirani kvadratni model daje F vrijednost od 16,19 što implicira da je model značajan i da postoji samo 0,01% mogućnosti da je to uslijed greške ili šuma. Vrijednosti „Prob > F“ manja je od 0,0001. Sve „Prob > F“ vrijednosti manje od 0,0500 naznačuju da je model značajan te da su svi članovi signifikantni. U ovom slučaju to su članovi A (0,1175), B (<0,0001) i A^2 (0,0008). Svi ostali članovi koji su izostavljeni su iz modela zbog neznačajnosti (velike „Prob > F“ vrijednosti).

U ovom slučaju „Adeq precision“ iznosi 12,388 što je veće od 4 i ukazuje na to da postoji odgovarajući signal. Vrijednost R^2 iznosi 0,6343. Razlika između prilagođene vrijednosti R^2 koja iznosi 0,5951 i predviđene R^2 vrijednosti 0,5319 je manja od 0,2 što ukazuje na dobro podudaranje reduciranog kvadratnog modela i podataka.

Vrijednost „Lack of Fit“ - LOF je 2517,58. F vrijednost od LOF je 1,35 što znači da LOF nije signifikantan. Postoji 40 % vjerojatnosti da je F vrijednost od LOF nastala uslijed šuma.

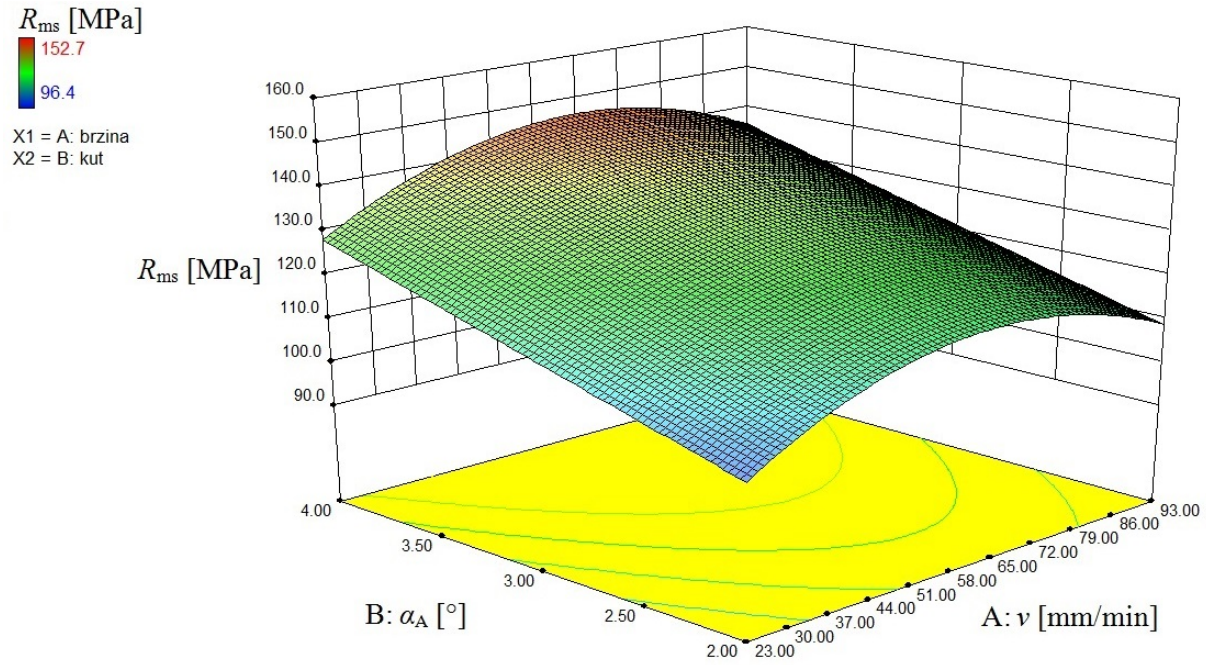
Konačni izraz matematičkog modela za savojnu čvrstoću glasi:

$$R_{ms} = 47{,}53011 + 1{,}40710 \cdot v + 13{,}58889 \cdot \alpha_A - 0{,}011172 \cdot v^2 \qquad (6.2)$$

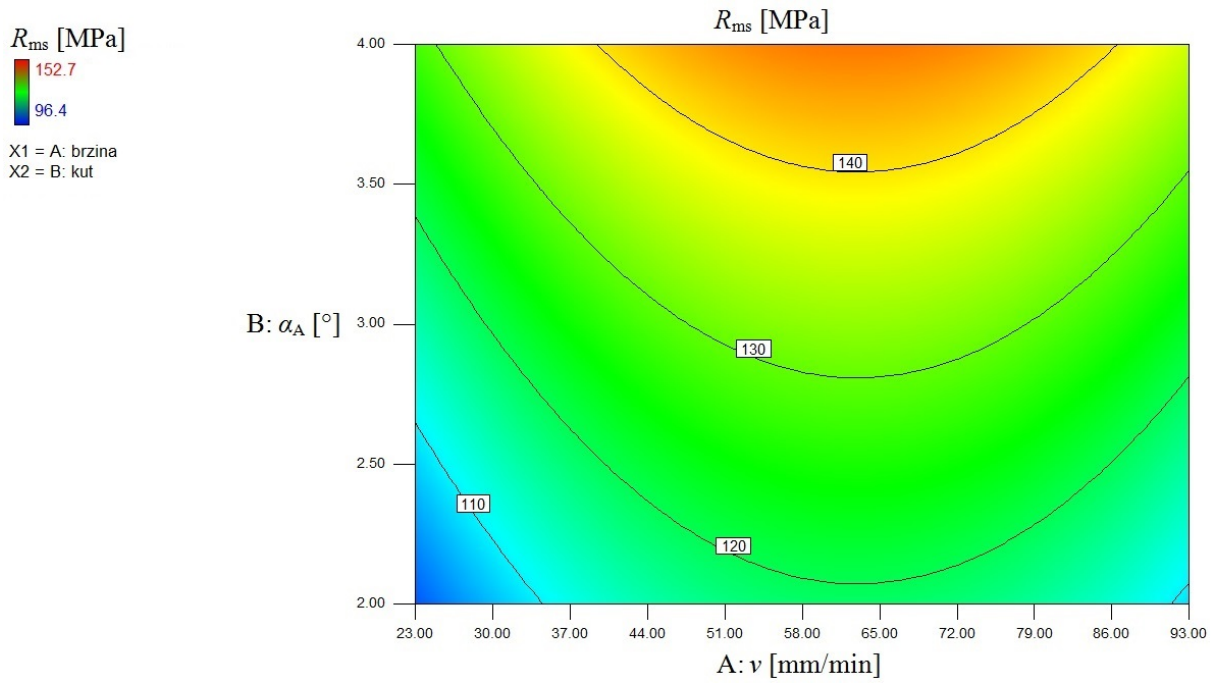
Budući da je iz matematičkog modela isključen utjecaj promjera čela alata grafički prikaz odzivne površine za konačni oblik modela prikazan na slici 6.78 vrijedi za sve alate s promjerom čela od 7 do 9 mm.

Iz matematičkog modela i grafičkih prikaza odzivnih površina može se zaključiti da na iznos savojne čvrstoće R_{ms} najveći pozitivni utjecaj ima kut nagiba alata α_A. Brzina zavarivanja v kao linearni član ima pozitivni utjecaj, dok kvadratna vrijednost brzine zavarivanja v^2 ima nešto manji negativni utjecaj.

Grafički prikaz „contour plot“ tj. prikazi izokvanti za savojnu čvrstoću R_{ms} za alate promjera čela od 7 do 9 mm dan je na slici 6.79. Prikaz izokvanti pokazuje da se najniže vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} unutar zadanog eksperimentalnog prostora postižu s kutem nagiba alata α_A = 2°, a najveće s kutem nagiba alata α_A = 4°. Najniže vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} unutar zadanog eksperimentalnog prostora postižu se s kutem nagiba alata α_A = 2° i brzinom zavarivanja 23 mm/min.



Slika 6.78. Odzivna površina savojne čvrstoće R_{ms} za alate s promjerom čela od 7 do 9 mm



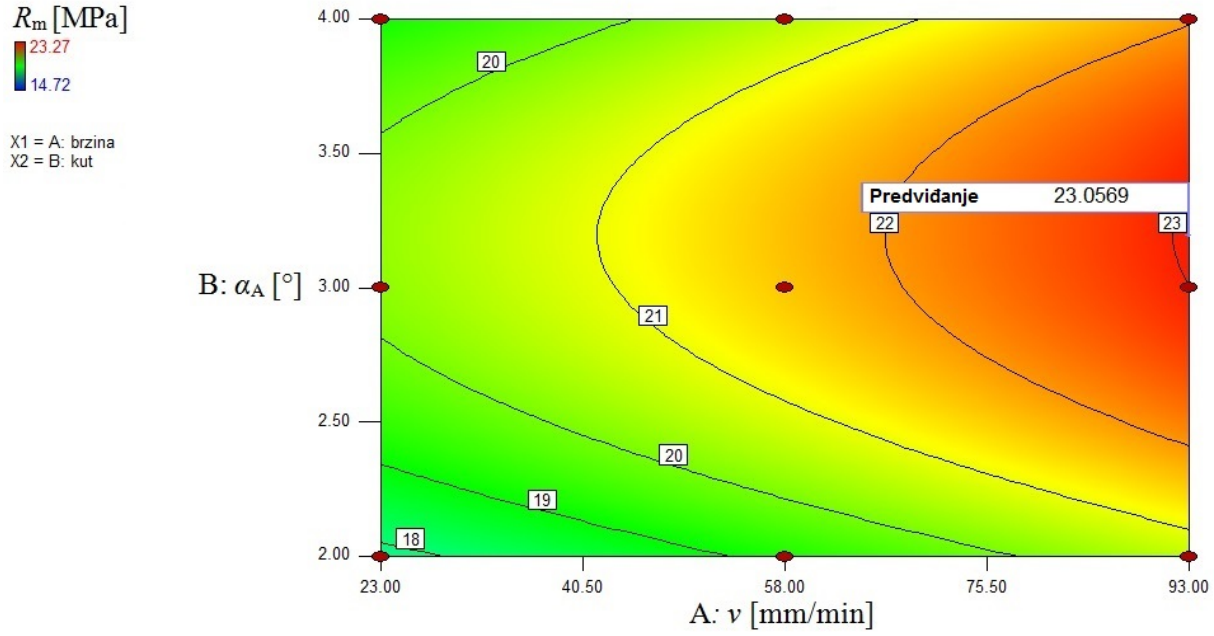
Slika 6.79. Izokvante savojne čvrstoće R_{ms} za alat s promjerom čela od 7 do 9 mm

6.6.3. Optimizacija odzivnih veličina

Analizom rezultata i primjenom metode odzivnih površina moguće je definirati ulazne parametre, unutar istraživanog eksperimentalnog prostora, kojima se mogu postići najveća tražena mehanička svojstva mjerena u ovom istraživanju.

Za postizanje najveće vrijednosti vlačne čvrstoće R_m optimizacijom je određeno da su potrebni parametri: v = 93 mm/min; α_A= 3,202° i d_A = 7 mm. Primjenom navedenih parametara, predviđanje maksimalne moguće vrijednosti vlačne čvrstoće je R_m = 23,0569 MPa uz vjerojatnost postizanja od 97,5 %. Slika 6.80 prikazuje izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva. Navedena vrijednost provjerena je korištenjem dobivenog matematičkog modela:

$$R_m = 70{,}02364 + 0{,}040111 \cdot v + 11{,}03252 \cdot \alpha_A - 17{,}04735 \cdot d_A - 1{,}72718 \cdot \alpha_A{}^2 + \\ + 1{,}04115 \cdot d_A{}^2 = 70{,}02364 + 0{,}040111 \cdot 93 + 11{,}03252 \cdot 3{,}202 - 17{,}04735 \cdot 7 - \\ 1{,}72718 \cdot 3{,}202{}^2 + 1{,}04115 \cdot 7^2 = 23{,}05655 \text{ MPa} \qquad (6.3)$$



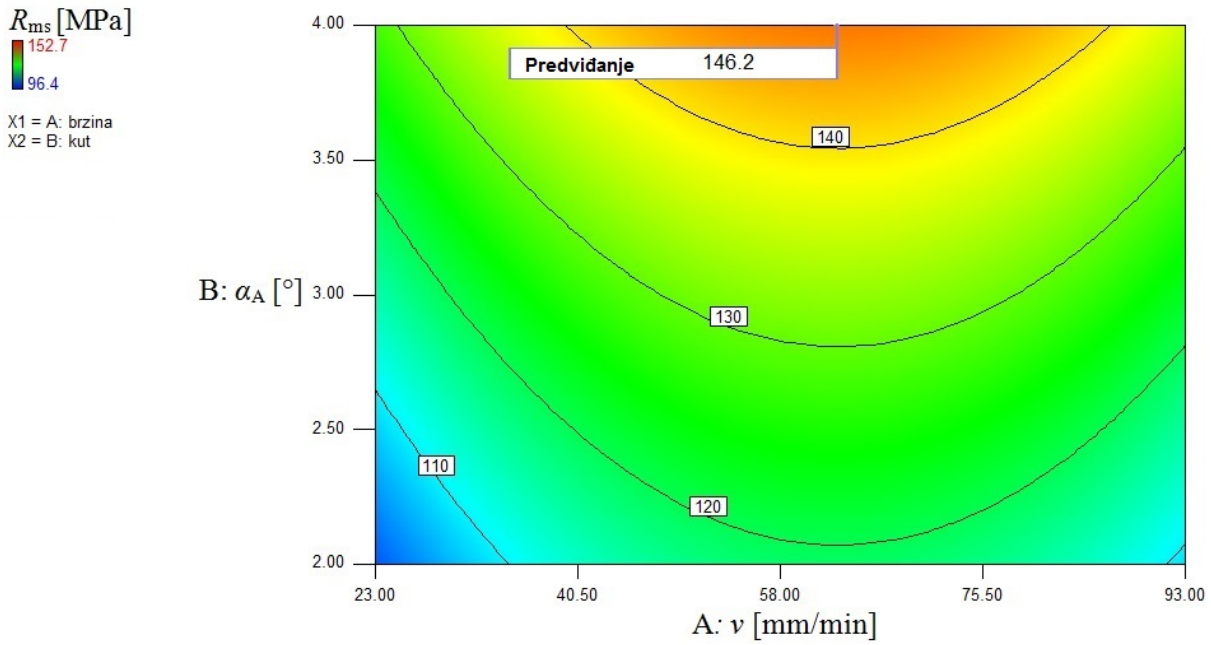
Slika 6.80. Izokvante vlačne čvrstoće R_m za alat s promjerom čela 7 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva

Budući da je tehnički teško izvedivo postići kut nagiba alata α_A= 3,202°, a također mjerenje takvog kuta zahtjeva iznimno skupu opremu prihvatljivije je riješenje odrediti da je α_A= 3,2° što daje prema modelu:

$$R_m = 70{,}02364 + 0{,}040111 \cdot v + 11{,}03252 \cdot \alpha_A - 17{,}04735 \cdot d_A - 1{,}72718 \cdot \alpha_A^2 + 1{,}04115 \cdot d_A^2 = 70{,}02364 + 0{,}040111 \cdot 93 + 11{,}03252 \cdot 3{,}2 - 17{,}04735 \cdot 7 - 1{,}72718 \cdot 3{,}2^2 + 1{,}04115 \cdot 7^2 = 23{,}0566 \text{ MPa} \quad (6.4)$$

Može se prihvatiti rješenje da su potrebni parametri v = 93 mm/min; α_A= 3,2° i d_A = 7 mm za postizanje R_m = 23,0566 MPa uz vjerojatnost od 97 % unutar navedenog eksperimentalnog prostora.

Pri optimizaciji za postizanje najveće vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} optimizacijski algoritam nudi čak 87 kombinacija promjenjivih parametara kako bi se postigla maksimalna vrijednost R_{ms} = 146,191 MPa. Broj kombinacija je velik iz razloga što je omogućeno postavljanje brzine zavarivanja v i promjer čela alata d_A kao vrijednosti s tri decimalna mjesta. Ipak, realnije je odrediti da brzine zavarivanja v bude na tri ali promjer čela alata d_A na dva decimalna mjesta. Tako su određeni parametri v = 62,981 mm/min; α_A= 4° i d_A = 7,83 mm. Slika 4.81 prikazuje izokvante savojne čvrstoće R_{ms} za alat s promjerom čela 7,83 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva.



Slika 6.81. Izokvante savojne čvrstoće R_{ms} za alat s promjerom čela 7,83 mm s istaknutim predviđenim maksimumom odziva

Primjenom navedenih parametara rezultirajuća vrijednost vlačne čvrstoće jest R_{ms} = 146,191 MPa uz vjerojatnost postizanja od 88,4 %. Navedena vrijednost provjerena je korištenjem dobivenog matematičkog modela:

$$R_{ms} = 47{,}53011 + 1{,}40710 \cdot v + 13{,}58889 \cdot \alpha_A - 0{,}011172 \cdot v^2 =$$

$$= 47{,}53011 + 1{,}40710 \cdot 62{,}981 + 13{,}58889 \cdot 4 - 0{,}011172 \cdot 62{,}981^2 = 146{,}1913 \text{ MPa}$$

Može se prihvatiti rješenje da su potrebni parametri v = 62,981 mm/min; α_A= 4° i d_A = 7,83 mm za postizanje R_{ms} = 146,1913 MPa uz vjerojatnost od 88,4 % unutar navedenog eksperimentalnog prostora.

Konstrukcije izrađene od aluminijskih sendvič panela najčešće su opterećene višeosno kombinacijama različitih vrsta opterećenja. Stoga je poželjno optimirati parametre kako bi se u zavarenom spoju dobile najveće vrijednosti i vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms}. Pri navedenoj zadanoj funkciji optimizacijski algoritam nudi 7 kombinacija najviše vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} uz vjerojatnosti postizanja traženih vrijednosti od 81,2%. Za provjeru je prihvaćena kombinacija parametara: brzina zavarivanja v = 74,359 mm/min; kut nagiba alata α_A= 3,8° i promjerom čela alata d_A = 7 mm. Navedenom kombinacijom parametara izlazne vrijednosti koje se trebaju postići su R_m = 21,67 MPa i R_{ms} = 142,066 MPa. Zaključeno je da se parametrima brzina zavarivanja v = 74,359 mm/min; kut

nagiba alata α_A= 3,8° i promjerom čela alata d_A = 7 mm mogu postići R_m = 21,6743 MPa i R_{ms} = 142,0255 MPa uz vjerojatnost od 81,2%.

7. ZAKLJUČAK

Na temelju opsežnog pregleda literature, provedenog zavarivanja trenjem rotirajućim alatom aluminjskih sendvič panela shodno postavljenom planu pokusa, provedenih ispitivanja uzoraka dobivenih zavarenih spojeva, analize rezultata dobivenih provedenim eksperimentom, te statističke obrade mjerenih podataka mogu se potvrditi slijedeće postavljene hipoteze:

1. Odabranim alatom pri sili pritiska alata manjoj od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela određenim parametrima zavarivanja moguće je dobiti spoj zadovoljavajućih mehaničkih svojstava. Shodno proučenoj literaturi zaključeno je da postupak zavarivanja trenjem rotirajućim alatom uz pravilno odabran oblik spoja može biti pogodan za spajanje aluminijskih sendvič panela s jezgrom od aluminijske pjene na način da se spajaju samo vanjski limovi. Pritisna sila pri zavarivanju trebala bi biti dostatna za zavarivanje, ali manja od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela kako se prekomjernim pritiskom alata paneli nebi deformirali u području zavarenog spoja.

   Na temelju preliminarnih ispitivanja i prema iskustvu iz prethodnih istraživanja za oblik spoja određen je sučeljeni spoj aluminijskih sendvič panela između kojih je postavljen pravokutni umetak od ekstrudiranog aluminijskog profila. Predviđeno je da će umetak smanjiti tlačno opterećenje alata na panele jer svojom površinom u kontaktu s alatom preuzima veći dio pritiska i u njemu se trenjem stvara toplina koja se kontaktnim provođenjem prenosi na panele. Volumen umetnutog profila, koji sudjeluje u miješanju i oblikovanju zavarenog spoja, u kombinaciji s volumenom limova daje potrebnu količinu materijala za miješanje i ostvarivanje spoja. Aluminijski profil, shodno proučenoj literaturi, treba biti od legure koja je dobro zavarljiva s legurom iz koje su izrađeni vanjski limovi na panelima.

   Ispitivanjem je dokazano da se zadovoljavajući zavareni spoj može dobiti obostranim zavarivanjem s točno određenim parametrima i određenim oblikom alata za zavarivanje. Mjerenjem pritisne sile alata pri zavarivanju potvrđeno je da se zavareni spoj može dobiti bez prekomjerne deformacije jezgre panela koja nastaje pri određenoj pritisnoj sili. Unaprijed je određeno da se pritisna sila za alat s promjerom čela 7 mm ograničava na 4793,6 N, za alat s promjerom čela 8 mm na 5524,6 N te za alat s promjerom čela 9 mm na 6244 N. U izvođenju zavarenih spojeva u svim stanjima eksperimenta pritisna sila niti jednom nije prelazila 2500 N što je postignuto pravilnim dimenzioniranjem alata i spoja.

Budući da su aluminijski sendvič paneli u primjeni najčešće opterećeni vlačnim i savojnim opterećenjem kao mjerene veličine u eksperimentu određene su vlačna čvrstoća i savojna čvrstoća pri trotočkastom savijanju spojeva aluminijskih sendvič panela za sve izvedene spojeve. Izmjerena vlačna čvrstoća svih ispitnih uzoraka manja je od prosječne vrijednosti vlačne čvrstoće osnovnog materijala koja iznosi $\overline{R_m}$ = 27,68 MPa. Unatoč tome treba uzeti u obzir da se radi o postupku zavarivanja za koji pripadajuća norma HRN EN ISO 25239-4:2012 definira da se pri zavarivanju homogenih toplinski obradivih aluminijevih legura (kao što je i vanjski lim na aluminijskim sendvič panelima) tolerira smanjenje vlačne čvrstoće u spoju do 70% vlačne čvrstoće osnovnog materijala. Ako se navedeno prihvati i za zavarivanje aluminijskih sendvič panela onda se sve vrijednosti vlačne čvrstoće uzoraka R_m > 19,37 MPa mogu smatrati prihvatljivima. Prihvatljive vrijednosti postigli su svi spojevi izrađeni brzinom zavarivanja 93 mm/min, osim spoja izrađenog s kutem nagiba alata 2° i promjerom čela alata 9 mm. Spojevi izrađeni brzinom zavarivanja 58 mm/min, kutem nagiba alata od 3° te svim ispitivanim promjerima čela alata također su postigli vrijednosti vlačne čvrstoće iznad 19,37 MPa. Analiza makrostrukture navedenih spojeva pokazala je da su izrađeni bez nepravilnosti.

Trotočkasto savojno ispitivanje epruveta izrađenih iz dobivenih spojeva potvrdilo je da se u određenim zavarenim spojevima postižu veće vrijednosti savojne čvrstoće prije prijeloma nego što je naprezanje u limovima pri savijanju osnovnog materijala. Zavareni spojevi izrađeni s kutem nagiba alata od 4° pri svim ispitnim brzinama zavarivanja i s promjerima čela alata 7, 8 i 9 mm postigli su savojnu čvrstoću pri trotočkastom savijanju R_{ms} > 122,42 MPa (što je prosječna vrijednost savojne čvrstoće dobivena mjerenjem naprezanja limova pri savijanju osnovnog materijala). Također spojevi izrađeni brzinom zavarivanja 58 mm/min, kutem nagiba alata od 3° i svim ispitnim promjerima čela alata postigli su savojnu čvrstoću R_{ms} > 122,42 MPa.

Iz prethodno navedenih rezultata može se zaključiti da je prva postavljena hipoteza ispravna ako se kao kriterij za ocjenjivanje prihvatljivosti zavarenih spojeva uzmu mehanička svojstva ispitivana u ovom eksperimentu. Ispitivanjima su dobiveni rezultati prema kojima se može zaključiti da se zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom definirane geometrije, određenim pravilno odabranim parametrima zavarivanja, uz pritisnu silu prihvatljive vrijednosti, pri zavarivanju aluminijskih sendvič panela u sučeljenom spoju s umetkom od ekstrudiranog aluminijskog profila mogu dobiti zavareni spojevi istih ili čak boljih mehaničkih svojstava nego što su to svojstva osnovnog materijala.

2. Pri sili pritiska alata manjoj od granične tlačne čvrstoće aluminijskog sendvič panela brzina zavarivanja, kut nagiba alata i promjer čela alata značajno utječu na mehanička svojstva nastalog zavarenog spoja i na nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju.

Istraživanje utjecaja promjenjivih parametara zavarivanja na mehanička svojstva spoja u postupku zavarivanja trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom provedeno je zavarivanjem 32 spoja (64 zavara) aluminijskih sendvič panela i ispitivanjem svojstava tako dobivenih spojeva (zavara). Prema postavljenom faktorskom planu pokusa svaki od spojeva predstavlja jedno stanje pokusa sa svojstvenom kombinacijom promjenjivih parametara uz zadržavanje nepromjenjivih parametara konstantnima.

Dobivene vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} spojeva aluminijskih sendvič panela razlikuju se za svako stanje pokusa. Razlike su rezultat utjecaja promjenjivih parametara pojedinačno i njihovog međudjelovanja. Za sve ispitivane vrijednosti promjera čela alata α_A najmanje vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} dobivene su u spojevima izvedenim s brzinom zavarivanja v = 23 mm/min i kutem nagiba alata α_A= 2°. Također, najviše nepravilnosti u zavarenim spojevima uočeno je u uzorcima iz spojeva izrađenih s brzinom zavarivanja v = 23 mm/min i kutem nagiba alata α_A = 2°. Najmanje nepravilnosti uočeno je u uzorcima iz zavarenih spojeva izrađenih s alatom s promjerom čela d_A = 9 mm.

Najviše vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} postignute su u stanjima pokusa s kutevima nagiba alata 2° i 4° za sve promjere čela alata pri brzini zavarivanja v = 93 mm/min. Također visoke vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} postignute su u stanjima pokusa s kutem nagiba alata α_A = 3° za sve promjere čela alata pri brzini zavarivanja v = 58 mm/min.

Statistička analiza podataka pokazala je da na vlačnu čvrstoću R_m zavarenog spoja aluminijskih sendvič panela najveći pozitivni utjecaj ima kut nagiba alata α_A, dok najveći negativni utjecaj ima promjer čela alata d_A. Kvadratna vrijednost kut nagiba alata α_A^2 također ima i manji negativni utjecaj, dok kvadratna vrijednost promjera čela alata d_A^2 ima manji pozitivni utjecaj. Brzina zavarivanja v ima vrlo mali pozitivni utjecaj.

Na savojnu čvrstoći R_{ms} najveći pozitivni utjecaj ima kut nagiba alata α_A. Brzina zavarivanja v kao linearni član ima pozitivni utjecaj, dok kvadratna vrijednost brzine zavarivanja v^2 ima nešto manji negativni utjecaj. Statistička analiza pokazala je da promjer čela alata d_A nema značajnog utjecaja na savojnu čvrstoći R_{ms}.

Kako se dobiveni rezultati mjerenja mehaničkih svojstava u ovom eksperimentu razlikuju za svako stanje pokusa provedenom statističkom analizom zaključeno je da postoji

značajan utjecaj parametara zavarivanja na mehanička svojstva zavarenog spoja i spoja aluminijskih sendvič panela u konačnici. Može se zaključiti da je pretpostavljena hipoteza ispravna i da se promjenom parametara zavarivanja pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom dobivaju spojevi aluminijskih sendvič panela značajno različite vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} te da promjena parametara zavarivanja utječe na mogući nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju.

3. Primjenom faktorskih planova pokusa te analizom rezultata provedenih ispitivanja moguće je izraditi matematičke modele za opisivanje utjecaja parametara zavarivanja na mehanička svojstva spoja, odnosno matematičke modele kojima će se moći, ovisno o ulaznim tehnološkim parametrima, predvidjeti mehanička svojstva spoja.

Primjenom programskog paketa Design Expert 9.0.4.1 napravljena je statistička analiza podataka dobivenih mjerenjem te su uz primjenu metode odzivnih površina definirani matematički modeli ovisnosti vlačne čvrstoće i savojne čvrstoće o brzini zavarivanja, kutu nagiba alata i promjeru čela alata. Kvantificirane su relacije između ulaznih varijabli i odzivnih vrijednosti uz optimizaciju odziva, tj. određivanje vrijednosti ulaznih varijabli koje rezultiraju željenim odzivom. Utvrđena je zakonitost utjecaja promjenjivih parametara postupka na mjerene vrijednosti.

Za vlačnu čvrstoću dobiven je reducirani kvadratni model koji sadrži članove v, α_A, d_A, α_A^2, d_A^2 te daje predviđanje uz 61,83% točnosti. Za savojnu čvrstoću dobiven je reducirani kvadratni model koji sadrži članove v, α_A i v^2 te daje predviđanje uz 63,43% točnosti.

Shodno literaturnim podacima baziranim na provedenim eksperimentima zavarivanja aluminijskih sendviča panela, te sadašnjih spoznaja o zavarivanju navedenih materijala, navedena točnost je zadovoljavajuća. Naime rezultati mjerenja mehaničkih svojstava zavarenih spojeva dobivenih eksperimentima drugih autora pokazuju i veće rasipanje, a budući da su ti rezultati osnova za izradu navedenih modela, za očekivati je nižu točnost nego kod modela kojima se računaju (predviđaju) svojstva zavarenih spojeva homogenih materijala. Osnovani modeli prvi su kojima je uopće moguće izračunati / predvidjeti mehanička svojstva aluminijskih sendvič panela zavarenih trenjem rotirajućim alatom. Spoznaje dobivene u ovom radu poslužiti će za daljnje usavršavanje modela; prijedlog smjernica za daljnja istraživanja naveden je u zadnjem poglavlju ovog rada.

Na kraju je provedena i optimizacija odzivnih veličina u okviru zadanog eksperimentalnog prostora. Prihvaćeno je rješenje za postizanje najveće vlačne čvrstoće R_m = 23,06 MPa koja se može postići uz brzinu zavarivanja v = 93 mm/min, kut nagiba alata α_A = 3,2° i alatom s promjerom čela d_A = 7 mm uz vjerojatnost od 97 % unutar navedenog eksperimentalnog

prostora. Prihvaćeno je rješenje za postizanje najveće savojne čvrstoće R_{ms} = 146,1913 MPa koja se može postići pomoću: brzine zavarivanja v = 62,981 mm/min, kuta nagiba alata α_A= 4° i alatom s promjerom čela d_A = 7,83 mm uz vjerojatnost od 88,4 % unutar navedenog eksperimentalnog prostora.

Moguće je također optimirati parametre zavarivanja kako bi se u zavarenom spoju dobile najveće vrijednosti i vlačne čvrstoće R_m i savojne čvrstoće R_{ms} u definiranom tehnološkom prostoru. Pri navedenoj optimizaciji programska aplikacija nudi više kombinacija najviše vrijednosti vlačne čvrstoće R_m i najviše vrijednosti savojne čvrstoće R_{ms} uz vjerojatnosti postizanja traženih vrijednosti od 81,2%. Pomoću definiranih matematičkih modela provjerene su vrijednosti. Zaključeno je da se s parametrima zavarivanja: brzina zavarivanja v = 74,359 mm/min, kut nagiba alata α_A= 3,8° i promjer čela alata d_A = 7 mm mogu postići R_m = 21,67 MPa i R_{ms} = 142,03 MPa uz vjerojatnost od 81,2%.

Slijedi da je hipoteza ispravna te da je moguće definirati matematičke modele kojima će se preko vrijednosti brzine zavarivanja, kuta nagiba alata i promjera čela alata moći izračunati / predvidjeti vlačna i savojna čvrstoća u spojevima aluminijskih sendvič panela dobivenih zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom.

Sve postavljene hipoteze su potvrđene izvršenim eksperimentom te statističkom obradom rezultata ispitivanja. Time je dokazano da je spajanje aluminijskih sendvič panela zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom moguće uz pritisnu silu alata koja neće prekomjerno deformirati materijale u spoju. Uz primjenu određenih, pravilno odabranih parametara zavarivanja dobivaju se spojevi, koji su prema mehaničkim svojstvima jednaki ili čak i bolji od osnovnog materijala. Određenim parametrima zavarivanja moguće je izbjeći nastanak nepravilnosti u zavarenom spoju. U okviru zadanog eksperimentalnog prostora utvrđeno je da brzina zavarivanja, kut nagiba alata i promjer čela alata značajno utječu na mehanička svojstva nastalog zavarenog spoja, te su također definirane zakonitosti tih utjecaja u obliku matematičkih modela. Moguće je također odrediti optimalne parametre kojima se dobivaju najviše vrijednosti ispitivanih mehaničkih svojstava pojedinačno i zajedno.

Znanstveni i stručni doprinos ovog rada moguće je opisati u slijedećem:

1. Utvrđen je oblik spoja i konfiguracija elemenata koji omogućuju kvalitetno spajanje aluminijskih sendvič panela zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom.
2. Oblikovan je i izrađen alat kojim se mogu zavarivanjem trenjem rotirajućim alatom spajati aluminijski sendvič paneli bez pojave nepravilnosti u zavarenim spojevima.

3. Ustanovljen je utjecaj parametara zavarivanja u okviru zadanog tehološkog prostora na pojavu nepravilnosti u zavarenim spojevima.
4. Ustanovljen je utjecaj parametara zavarivanja na mjerena mehanička svojstva dobivenih spojeva (zavara) aluminijskih sendvič panela.
5. Definirani su matematički modeli kojima je moguće na temelju ulaznih parametara zavarivanja predvidjeti / izračunati mehanička svojstva spojeva aluminijskih sendvič panela.
6. Primjenom definiranih matematičkih modela izračunati su parametri zavarivanja potrebni za dobivanje najviših vrijednosti ispitivanih mehaničkih svojstava pojedinačno i zajedno, u okviru zadanog eksperimentalnog prostora.

Prijedlog nastavka istraživanja, koji bi donio nove znanstvene i stručne spoznaje je razvoj novih, učinkovitijih alata za zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela rotirajućim alatom te proširenje eksperimentalnog odnosno tehnološkog prostora uz isti ili sličan eksperiment. Prijedlog je istražiti mogućnost povećanje brzine zavarivanja kako bi se postigla znatno veća učinkovitost uz zadržavanje istih dobivenih svojstava spoja ili čak i unaprijeđenje istih. Uz navedeno, potrebno je detaljnije proučiti utjecaj heterogenosti samog ispitnog materijala na mehanička svojstva zavarenog spoja. Pretpostavka je da bi se ponavljanjem svih stanja pokusa više puta dobio uvid u utjecaj heterogenosti materijala koja je u ovom slučaju znatno veća zbog samih svojstava aluminijskih sendvič panela.

8. LITERATURA

1. T. Filetin, I. Kramer, G.Marić: Metalne pjene: proizvodnja, svojstva i primjena, Hrvatsko društvo za materijale i tribologiju, Zagreb, 2003.
2. G. Marić, I. Kramer, Ž. Alar: Primjena metalnih pjena, Zbornik međunarodnog savjetovanja „Zavarivanje u pomorstvu“ Hrvatsko društvo za tehniku zavarivanja, Zagreb, str. 215 – 222, 2004.
3. J. Banhart, D. Weaire: On the road again: metal foams find favor, Physics Today, Vol. 55 (7), str. 37 - 42, 2002
4. N. D. Karsu, S. Yüksel, M. Güden: Foaming behavior of Ti6Al4V particle-added aluminium powder compacts, Journal of Materials Science, Vol. 44 (6), str. 1494 - 1505, 2009.
5. M.F. Ashby, A.G. Evans, N.A. Fleck, L.J. Gibson, J.W. Hutchinson, H.N.G. Wadley: Metal Foams: A Design Guide, Butterworth-Heinemann, Woborn, USA, 2000.
6. R. Pippan: 5. Material properties, Handbook of cellular Metals: Production, Processing, Applications, urednici H. P. Degischer, B. Kriszt, Whiley-VCH Verlag GmbH, 2002.
7. C. Köerner, Integral foam molding of light metals, Springer Verlag GmbH, 2008.
8. L. B. Wang, K. Y. See, Y. Ling, W. J. Koh: Study of Metal Foams for Architectural Electromagnetic Shielding, Journal of Materials in Civil Engineering, No. 4, str. 488 - 493, 2012.
9. S. Irie, K. Greg, Z. Ren, S. Itoh: Dynamic property of aluminum foam, International Journal of Multyphysics, Vol. 4 (2), str. 103 - 111, 2010.
10. T. Miyoshi, M. Itoh, S. Akiyama, A. Kitahara: ALPORAS Aluminium Foam: Production Process, Properties and Application, Advanced Engineering Materials, Vol. 2 (4), str. 179 – 183, 2000.
11. ..... : http://www.alulight.com/en/downloads/sandwich_en.pdf
12. ..... : http://www.ergaerospace.com/Descriptors.htm
13. V. Paserin, S. Marcuson, J. Shu, D. S. Wilkinson, CVD Technique for INCO Nickel Foam Production, Advanced Engineering Materials, Vol. 6 (6), str 454-459, 2004.
14. J. Banhart: Aluminium foams for lighter vehicles, International Journal of Vehicle Design 33 (2/3), str. 114-125, 2005.
15. E. Andrews, W. Sanders, L. J. Gibson: Compressive and tensile bahaviour of aluminium foams, Materials Science and Engineering A 270, str. 113 – 124, 1999.

16. C. Motz, R. Pippan: Deformation behaviour of closed – cell aluminium foams in tension, Acta Materialia No. 49, str. 2463 – 2470, 2001.
17. U. Ramamurty, A. Paul. Variability in mechanical properties of metal foams, Acta Materialia No. 52, str. 869 – 876, 2004.
18. L. J. Gibson, M. F. Ashby: Cellular solids: structure and properties (Second Ed.), Cambridge University Press, Cambridge, 1997.
19. D. Lehmhus, M. Busse, S. Herrmann, K. Kayvantash: Structural Materials and Processes in Transportation, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. Republika Njemačka, 2013.
20. F. Simančík, J. Kováčik: 5.3 Electrical, Thermal and Acoustic Properties of Cellular Metals; Handbook of cellular Metals: Production, Processing, Applications, urednici H. P. Degischer, B. Kriszt, Whiley-VCH Verlag GmbH, 2002.
21. M. F. Ashby, Y. J. M. Bréchet: Designing hybrid materials, Acta materialia 51., str. 5801 -5821, 2003.
22. H. W. Seeliger: Aluminium Foam Sandwich (AFS) Ready for Market Introduction, Advanced Engineering Materials, Vol. 6. (6), str. 448 – 451, 2004.
23. S. Kralj, Z. Kožuh, M. Bušić: Pregled tehnologija proizvodnje i spajanja metalnih pjena / (1. dio) ZAVARIVANJE 55 (5/6), str. 149-153, 2012. / (2. dio) ZAVARIVANJE 56 (1/2), str. 21-28, 2013.
24. I. Duarte, F. Teixeira – Dias, A. Graça, A. J. M. Ferreira: Failure Modes and Influence of the Quasi-static Deformation Rate on the Mechanical Behavior of Sandwich Panels with Aluminium Foam Core, Mechanics of Advanced Materials and Structures Vol. 17, str. 335 – 342, 2010.
25. R. Neugebauer, C. Lies, J. Hohlfeld, T. Hipke: Adhesion in sandwiches with aluminium foam core, Production engineering, Vol. 1, str. 271 – 278, 2007.
26. K. Mohan, T. Hon Yip, S. Idapalapati, Z. Chen: Impact response of alumminium foam core sandwich structure, Materials Science and Engineering A 529, str. 94 – 101, 2011.
27. Banhart, H. - W. Seeliger: Aluminium Foam Sandwich Panels: Manufacture, Metallurgy and Applications, Advanced Engineering Materials, Vol 10. (9), str. 793 – 802, 2008.
28. H. W. Seeliger, J. Banhart: Aluminium foam sandwich panels: metallurgy, manufacture and applications, MetFoam 2007 Conference Proceedengs, str. 3 – 6, 2007.

29. D. Contorno, L. Filice, L. Fratini, F. Micari, Forming of aluminium foam sandwich panels: Numerical simulations and experimental results, Journal of Materials Processing Technology 177., str. 364 – 367, 2006.
30. J. Banhart, H. W. Seeliger, C. Beichelt: 3.4 Sandwich Panels; Handbook of cellular Metals: Production, Processing, Applications, urednici H. P. Degischer, B. Kriszt, Whiley-VCH Verlag GmbH, 2002.
31. R. S. Mishra: 1. Introduction, Friction Stir Welding and Processing, urednici R.S. Mishra, M. W. Mahoney, ASM International, Ohio, USA, 2007
32. W. M. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham, M. G. Murch, P. Templesmith, C. J. Dawes, Great Britain Patent 9125978.8, December 1991.
33. M. Andersson: Friction Stir Welding (FSW) – Progress in R&D and new applications, ZAVARIVANJE, Vol 48 (3/4), str. 103 – 108, 2005.
34. W. M. Thomas, E. D. Nicholas: Friction stir welding for the transportation industries Materials & Design, Vol. 18 (4/6), str. 269 – 273, 1997.
35. B. T. Gibson, D. H. Lammlein, T. J. Prater, W. R. Longhurst, C. D. Cox, M. C. Ballun, K. J. Dharmaraj, A. M. Strauss: Friction stir welding: Process, automation, and control, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 16, str. 56 – 73, 2014.
36. C. B. Fuller: 2. Friction Stir Tooling: Tool Materials and Designs, Friction stir welding and processing, urednici R. S. Mishra, M. W. Mahoney, ASM International, str. 7-35, 2007.
37. R. S. Mishra, Z. Y. Ma: Friction stir welding and processing, Materials Science and engineering R, Vol. 50, str. 1-78, 2005
38. K. J. Colligan: The friction stir welding process: an overview, Friction stir welding, urednici Daniela Lohwasser, Zhan Chen, Woodhead Publishing Limited, Cambridge, UK, 2010.
39. K. Elangovana, V. Balasubramanian: Influences of tool pin profile and welding speed on the formation of friction stir processing zone in AA2219 aluminium alloy, Journal of Materials Processing Technology, No. 200, str. 163 - 175, 2008.
40 S. Vijayan, R. Raju: Process Parameter Optimization and Characterization of Friction Stir Welding of Aluminum Alloys, International Journal of Applied Engineering Research, 2008, Vol. 3 (10) str. 1303 - 1316, 2008.
41. J. Defalco: Friction Stir Welding VS. Fusion Welding,Welding Journal, March 2006, str. 42 – 44

42. D. Klobčar, L. Kosec, S. Smolej, J. Tušek: Weldability of aluminium alloy AlSi12 using FSW, Proceedings of conference EUROJOIN 8, HDTZ , Hrvatska, str. 99 – 106, 2012.
43. R. Cojocaru, D. Dehelean, L. Boţilă, C. Ciucă: Friction Stir Welding of Aluminium Alloys. Possibilities of Application, Buletinul Universitatii Petrol – Gaze din Ploiest, Vol. 62 (2), od 41 od 48, 2010.
44. P. M. G. P. Moreira, T. Santos, S. M. O. Tavares, V. Richter-Trummer, P. Vilaça, P. M. S. T. de Castro: Mechanical and metallurgical characteization of frictional stir welding joints of AA6061-T6 with AA 6082-T6, Materials and Design 30, str. 180 – 187, 2009.
45. H. S. Patil, S. N. Soman: Effect of weld parameters on mechanical and metallurgical properties of dissimilar joints AA6082-AA6061 in T6 condition produced by FSW, Frattura ed Integrità Strutturale 24, str. 151 – 160, 2013.
46. G. F. Zhang, W. Su, J. Zhang, J. X. Zhang: Visual observation of effect of tilting tool on forging action during FSW of aluminium sheet, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16. (1), str. 87 – 91, 2011.
47. Z. Barlas, U. Ozsarac: Effects of FSW Parameters on Joining Properties of AlMg3 Alloy, Welding Journal Vol. 91. (1), str. 16 – 22. 2012.
48. K. Kumar, S. V. Kailas: The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation, Materials Science and Engineering A 485, str. 367 – 374, 2008.
49. D. M. Rodrigues, C. Leitão, R. Louro, H. Gouveia, A. Loureiro: High speed friction stir welding of aluminium alloys, Science and Technology of Welding and Joining, str. 1 – 6, 2010.
50. M. S. Sidhu, S. S. Chatha: Friction Stir Welding – Process and its Variables: A Review, International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, Vol. 2(12), str. 275 – 279, 2012.
51. R. Ranjith, B. Senthil Kumar: Joining of dissimilar aluminium alloys AA 2014 T651 and AA6063 T651 by friction stir welding process, WSEAS Transactions on Applied and Theoretical Mechanics, Vol. 9, str. 179 – 186, 2014.
52. P. Cavaliere: Friction stir welding of Al alloys: analysis of processing parameters affecting mechanical behavior, 2nd International Through-life Engineering Services Conference, Procedia CIRP 11, str. 139 – 144, 2013.
53. R. K. R. Singh, C. Sharma, D. K. Dwivedi, N. K. Mehta, P. Kumar: The microstructure and mechanical properties of friction stir welded Al-Zn-Mg alloy in as welded and heat treated conditions, Materials and Design Vol. 32, str. 682 – 687, 2011.

54. S. Rajakumar, C. Muralidharan, V. Balasubramanian: Predicting tensile strength, hardness and corrosion rate of friction stir welded AA6061-T6 aluminium alloy joints, Materials and Design Vol. 32, str. 2878 – 2890, 2011.
55. V. Balasubramanian: Relationship between metal properties and friction stir welding process parameters, Materials Scienece and Engineering A 480, 397 – 403, 2008.
56. U. Krüger: 3.2.3.2. Rührreibschweissen; Schweissen und Hartlöten von Aluminiumwerkstoffen, urednik H.Schoer, DVS Verlag, SR Njemačka, 1998.
57. T. Sakthivel, G. S. Sengar, J. Mukhopadhyay: Effect of welding speed on microstructure and mechanical properties of friction stir welded aluminium, International Journal od Advanced Manufacturing Technologies 43, str. 468 – 473, 2009.
58. D. Veljić, A. Sedmak, M. Rakin, N. Radović, N. Bajić: Promena temperature i vertikalne sile tokom procesa zavarivanja trenjem mešanjem, Zavarivanje i zavarene konstrukcije Vol. 58 (2), str. 53 – 59, 2013.
59. G. D´Urso, C. Giardini, S. Lorenzi, T. Pastore: Fatigue crack growth in the welding nugget of FSW joints of a 6060 aluminium alloy, Journal of Materials Processing Technology 214, str. 2075 – 2084, 2014.
60. D. Trimble, J. Monaghan, G. E. O´Donnell: Force generation during friction stir welding of AA2024-T3, CIRP Annals – Manufacturing Technology 61, str. 9 – 12, 2012.
61. P. L. Threadgill, A. J. Leonard, H. R. Shercliff, P. J. Withers: Friction stir welding of aluminium alloys, International Materials Reviews Vol. 54 (2), str. 49 – 93, 2009.
62. K. Elangovan, V. Balasubramanian, M. Valliappan: Influence of tool pin profile and axial force on the formation of friction stir processing zone in AA 6061 auminium alloy, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies Vol. 38., str. 285 – 295, 2008.
63. N. Balasubramanian, B. Gattu, R. S. Mishra: Process forces during friction stir welding of aluminium alloys, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 14 (2), str. 141 – 145, 2009.
64. V. L. Popov: Contact Mechanics and Friction, Physical Principles and Application, Springel Verlag Berlin, SR Njemačka 2010.
65. P. J. Blau: Appendix: Static and Kinetic Friction Coefficients for Selected materials, ASM Handbook Friction, Lubrication, and Wear Technology, 9th Edition Vol. 18, American Society for Metals, SAD, 1992.

66. C. Hamilton, S. Dymek, A. Sommers: A thermal model of friction stir welding in aluminium alloys, International journal of machine tools & manufacture, Vol. 48, str. 1120 -1130, 2008.
67. M. Z. H. Khandkar, J. A. Khan, A. P. Reynolds: Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 8 (3), str. 165-174, 2003.
68. C. S. Wu, W. B. Zhang, L. Shi, M. A. Chen: Visualization and simulation of plastic material flow in friction stir welding of 2024 aluminium alloy plates, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, No. 22, str. 1445 – 1451, 2012.
69. Y. N. Zhang, X. Cao, S. Larose, P. Wanjara: Review of tools for friction stir welding and processing, Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 51 (3), str. 250-261, 2012.
70. R. Rai, A. De, H. K. D. H. Bhadeshia, T. DebRoy: Review: friction stir welding tools, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16(4), str. 325 - 342, 2011.
71. A. Scialpi, L. A. C. De Filippis, P. Cavaliere: Influence of shoulder geometry on Microstructure and mechanical properties of friction stir welded 6082 aluminium alloy, Materials and Design , Vol. 28., str 1124-1129, 2007.
72. A. Arora, A. De, T. Debroy: Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter, Scripta Materialia, Vol. 64, str. 9-12, 2011.
73. W.M. Thomas, E. D. Nicholas, S. D. Smith: Friction Stir Welding – Tool Developments, Aluminium 2001, Proceedings of the TMS 2001, Aluminium Automotive Joining Session, TMS, str. 213-224, 2001.
74. Z. W. Chen, R. Peris, R. Maginness, Material flow in the upper welded zone during friction stir welding, International journal of modern physics B, Vol. 20, str. 4081 - 4086, 2006
75. L. Cederqvist, C. D. Sorensen, A. P. Reynolds, T. Öberg, Improved process stability during friction stir welding of 5 cm thick copper canisters through shoulder geometry and parameter studies, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 14 (2), str. 178-184, 2009.
76. C. E. D. Rowe, W. M. Thomas: Advances in tooling materials for friction stir welding, TWI and
Cedar Metals Ltd., Velika Britanija, str. 1-11, 2005.
77. T. Watanabe, H. Takayama, A. Yanagisawa: Joining of aluminum alloy to steel by friction stir
welding, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 178, str. 342–349, 2006.

78. H. Uzun, C. Dalle Donne, A. Argagnotto, T. Ghidini, C. Gambaro: Friction stir welding of dissimilar Al 6013-T4 to X5CrNi18-10 stainless steel, Materials and Design Vol. 26, str. 41–46, 2005,
79. T. Ogura, T. Nishida, Y. Tanaka, H. Nishida, S. Yoshikawa, M. Fujimoto, A. Hiroshe: Microscale evaluation of mechanical properties of friction stir welded A6061 aluminium alloy/304 stainless steel dissimilar lap joint, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 18 (2), str. 108-113, 2013.
80. Z. W. Chen, S. Yazdanian: Friction stir lap welding: material flow, joint structure and strength, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Vol. 55 (2), str. 629-637, 2012.
81. T. Tanaka, T. Morishige, T. Hirata: Comprehensive analysis of joint strength for dissimilar friction stir welds of mild steel to aluminum alloys, Scripta Materialia Vol. 61, str. 756–759, 2009.
82. C.M. Chen, R. Kovacevic: Joining of Al 6061 alloy to AISI 1018 steel by combined effects of fusion and solid state welding, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 44, str. 1205–1214, 2004.
83. J. Ganda, R. Miranda, P. Vilaça, R. J. C. Silva: Diffusion bonding of aluminium to mild steel activated by FSW, Annals of the University Dunarea de Jos of Galati: Fascicle XII, Welding Equipment & Technology, Vol. 23. Str. 21-25, 2012.
84. T. Chen: Process parameters study on FSW joint of dissimilar metals for aluminium-steel, Journal of Materials Science, Vol. 44 (10), str. 2573-2580, 2009
85. M. Movahedi, A. H. Kokabi, S. M. Seyed Reihani, H. Najafi, Mechanical and Microstructural Characterization of Al-5083/St-12 lap joints made by friction stir welding, Procedia Engineering, Vol. 10, str. 3297-3303, 2011.
86. R. S. Coelho, A. Kostka, J.F. dos Santos, A. Kaysser-Pyzalla: Friction-stir dissimilar welding of aluminium alloy to high strength steels: Mechanical properties and their relation to microstructure, Materials Science & Engineering A Vol. 556, str. 175–183, 2012.
87. H. H. Cho, S.H. Kang, S. H. Kim, K. H. Oh, H. J. Kim, W. S. Chang, H. N. Han, Microstructural evolution in friction stir welding of high-strength linepipe steel, Materials and Design, Vol. 34, str. 258-267, 2012.
88. M. Girard, B. Huneau, C. Genevois, X. Sauvage, G. Racineux: Friction stir diffusion bonding of dissimilar metals, Science and Technology of Welding and Joining Vol.15 (8), 661-665, 2010.

89. X. W. Li, D. T. Zhang, C. Qui, W. Zhang: Microstructure and mechanical properties of dissimilar pure copper/1350 aluminum alloy butt joints by friction stir welding, Transactions of Nonferrous Metals Soiety of China Vol. 22, str. 1298−1306, 2012.
90. C. W. Tan, Z. G. Jiang, L. Q. Li, Y. B. Chen, X. Y. Chen: Microstructural evolution and mechanical properties of dissimilar Al-Cu joints produced by friction stir welding, Materials and Design Vol. 51, str. 466-473, 2013.
91. W. Woo, H. Choo, Softening behavior of friction stir welded Al 6061-T6 and Mg AZ31B alloys, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16 (3), str. 267-272, 2011.
92. A. C. Somasekharan, L. E. Murr, Microstructures in friction-stir welded dissimilar magnesium alloys and magnesium alloys to 6061-T6 aluminium alloys, Materials Characterization, Vol. 52 (1), str. 49-64, 2004.
93. Y. C. Chen, K. Nakata, Effect of surface states of steel on microstructure and mechanical properties of lap joints of magnesium alloy and steel by friction stir welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 15 (4), 293-298, 2010.
94. Y. Wei, J. Li, J. Xiong, F. Huang, F. Zhang, Microstructures and mechanical properties of magnesium alloys and stainless steel weld-joint made by friction stir lap welding, Materials and Design Vol. 33, str. 111-114, 2012
95. Y. S. Sato, H. Yamanoi, H. Kokawa, T. Furuhara, Microstructural evolution of ultrahigh carbon steel during friction stir welding, Scripta Materialia, Vol. 57, str. 557-560, 2007
96. M. Ghosh, K. Kumar, R. S. Mishra, Analysis of microstructural evolution during friction stir welding of ultrahigh-strength steel, Scripta Materialia, Vol. 63, str. 851-854, 2010.
97. T. Filetin, F. Kovačiček, J. Indolf: Svojstva i primjena materijala, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb 2002.
98. S. Gopi, K. Manonmani: Predicting tensile strength of double side friction stir welded 6082-T6 aluminium alloy, Science and Technology of Welding and Joining Vol. 17. (7), str. 601 – 607, 2012.
99. G. Mathers, The welding of aluminium and its alloys, Woodhead Publishing Ltd. Cambridge, England, 2002.
100. F. Baratzadeh, A. B. Handyside, E. Boldsaikhan, H. Lankarani, B. Carlson, D. Burford: Microstructural and Mechanical Propeties of Friction Stir Welded Joints of 6082-T6 with 6063-T6, Friction Stir Welding and Processing VI, The Minerals, Metals and Materials Society, John Wiley and Sons, USA, 2011.

101. HRN EN ISO 25239-2:2012 Zavarivanje trenjem uz miješanje – Aluminij -- 2 dio: Oblikovanje zavarenih spojeva
102. HRN EN ISO 6520-2:2013 Zavarivanje i srodni procesi -- Razredba geometrijskih nepravilnosti u metalnim materijalima -- 2. dio: Zavarivanje pritiskom
103. J. Vogel, J. Keller, A. Sviridov, H.-J. Feige, K. Kreyssig, J. Auersperg, P. Plass, H. Walter: Characterisation of Strength Behaviour of Aluminium Foam Sandwiches Under Static Load, Strain – An international Journal of Experimental Mechanics Vol. 47, str. 234 – 242, 2011.
104. D. Lehmhus, M. Busse, Y. Chen, H. Bomas: Influence of Core and Face Sheet Materials on Quasi-Static Mechanical Properties and Failure in Aluminium Foam Sandwich, Advanced Engineering Materials, Vol 10. (9), str. 1 – 6, 2008.
105. G. D´Urso, G. Maccarini: The formability of aluminium foam sandwich panels, International Journal of Material Forming No. 3, str. 1036- 1050, 2012,
106. V. Crupi, R. Montanini: Aluminium foam sandwich collapse modes under static and dynamic three-point bending, International Journal of Impact Engineering 34, str. 509 – 521, 2007.
107. H. Mata, A. D. Santos, M. P. L. Parente, R. A. F. Valente, A. A. Fernandes, R. Natal Jorge: Study on the forming of sandwich shells with closed-cell foam cores, International Journal of Material Froming Vol. 7. Str. 413 – 424, 2014.
108. H. Mata, A. Santos, A. A. Fernandes, R. A. F. Valente, M. P. L. Parente, R. Natal Jorge: Analysis of Sandwich Shells with Metallic Foam Cores based on the Uniaxial Tensile Test, The 14th International ESAFORM Conference on Material Forming, str. 1232 – 1237, 2011.
109. N. Sedliaková, F. Simančík, J. Kováčik, P.Minár: Joining of Aluminium Foams, Metallschäume: Proc. of Symposium Metallschäume, MIT Verlag, Bremen, str. 177 - 185, 1997.
110. O. B. Olurin, N. A. Fleck, M. F. Ashby: „Joining of aluminium foams with fasteners and adhesives“, Journal of Materials science, Vol 35, str. 1079 - 1085, 2000.
111. T. Bernard, H. W. Bergmann: 3.2 Joining Technologies for Structures Including Cellular Aluminium, Handbook of cellular Metals: Production, Processing, Applications, urednici H. P. Degischer, B. Kriszt, Whiley-VCH Verlag GmbH, 2002.
112. H. Haferkamp, J. Bunte, D. Herzog, A. Ostendorf: Laser based welding of cellular aluminium, Science and Technology of Welding and Joining, Vol 9 (1), str. 65 - 71, 2004.

113. T. Böllinghaus, H. von Hagen, W. Bleck: Laserstrahlschweißen von schäumbarem Aluminiumhalbzeug, UTF science, Vol. 2., str. 23 – 26, 2000.
114. C. Born, H. Kuckert, G. Wagner, D. Eifler: „Ultrasonic Torsion Welding of Sheet Metals to Cellular Metalic Materials“ Advanced Engineering Materials, Vol. 5 (11), str. 779 - 786, 2003.
115. R. Neugebauer, C. Lies, J. Hohlfeld, T. Hipke: Adhesion in sandwiches with aluminium foam core, Production Engineering , Vol. 1, str. 271 - 278, 2007.
116. K. Kitazano, A. Kitajima, E. Sato, J. Matsushita, K. Kuribayashi: Solid-state diffusion bonding of closed-cell aluminium foams, Materials, Science & Engineering A327, str. 128 – 132, 2002.
117. I. Kramer, F. Simančík, R. Florek, M. Nosko, K. Müllerová, P. Tobolka, O. Mishina: Friction stir welding of foamable materials and foam core sandwiches, Zbornik međunarodnog savjetovanja „MATRIB 2006“ Hrvatsko društvo za materijale i tribologiju, Zagreb, str. 347 – 352, 2006.
118. ....: AFS – Platten, http://metalfoam.de/afs-platten/
119. ....: European Aluminium Association alu.matter, http://aluminium.matter.org.uk/
120. ASTM C365-03, Standard Test Method for Flatwise Compressive Properties of Sandwich Cores
121. ASTM C393-00, Standard Test Methods for Flexural Properties of Sandwich Constructions
122. HRN EN 573-3:2014 Aluminij i aluminijeve legure -- Kemijski sastav i oblik gnječenih proizvoda -- 3. dio: Kemijski sastav i oblik proizvoda
123. S. Kralj, D. Klobčar, Z. Kožuh, M. Bušić: Friction stir welding of advanced pore morphology sandwich panels, Zavarivanje Vol. 56 (5/6), str. 163 – 172, 2013.
124. Montgomery D. C., "Design and Analysis of Experiments", Fifth Edition, John Wiley & Sons, 1997.
125. Myers, Raymond H., Montgomery, Douglas C., "Response Surface Methodology, Process and Product Optimization Using Designed Experiments", John Wiley & Sons, 1995.
126. HRN EN ISO 25239-4:2012 Zavarivanje trenjem uz miješanje – Aluminij – 4. Dio: Specifikacija i osposobljenost za zavarivačke postupke

967-14200

TLM-TPP d.o.o.

za proizvodnju prešanih proizvoda

Narodnog preporoda 12 22000 Šibenik

Certificate No. 797 /14
10.02.2014

INSPECTION CERTIFICATE (according EN 10204 3.1)

Purchaser / Kupac: **STROJOPROMET PRIGORNICA 2 10000 CEMENTARA PODSUSED HRVATSKA**		Dispatch Note / Otpremnica br.	Total mass / Ukupna težina: 521
		Purchaser's order No.: 13/005745	Manufacturer's order / Radni nalog: 111156
Product and dimension / Proizvod i dimenzije: PLOS.20X3X6000FIX AL ŠIPKA PRAVOKUTNA PRES.		Alloy / Slitina: 6060	Temper / Stanje: T66

MATERIAL SPECIFICATION

SPECIFIED MECHANICAL PROPERTIES

Yield point Rp0,2 N/mm2	Tensile strength Rm N/mm2	Elongation % A	Elongation % A50 mm
160	**215**	**8**	

TEST RESULTS

MECHANICAL PROPERTIES

Identifikac broj	Cast No.	Test No.	Yield point Rp0,2	Tensile strength Rm	Elongation % A	Elongation % A50 mm
1	40447		203	226	10.5	

CHEMICAL COMPOSITION (%)

Cast.N	Cu	Mn	Mg	Si	Fe	Zn	Ti	V	Pb	Bi	Cr	Zr	B	Be
40447	.04	.03	.44	.44	.23	.02	.01				.01			

Case No. 144127 ,

Declaration: We hereby certify that the material described is in accordance with the rules of EN 573-3; 755-2. This is to certify that the above materials has been tested in presence of our Quality control respon person and the results of tests are as stated herein.

Šibenik - Croatia **12.03.2014** Quality control manager

Certificate is valid without signature and seal since it is printed on electronic computer.

PROVJERENA I ISPRAVNA KOPIJA
STROJOPROMET ZAGREB
14365/01/14
(broj otpremnice)
01 -07- 2014
Dne. Izdao:

PRILOG 2

128/26.7.2012

WERKSZEUGNIS
TEST REPORT
RELEVE DE CONTROLE

EN 10204-2.2

BS EN ISO 9001

BÖHLER EDELSTAHL

No.: 542265 / 2012.07.20
Blatt/Sheet/Page: 1 / 1

Besteller/Purchaser/Acheteur:
BÖHLER-UDDEHOLM ZAGREB D.O.O.
ZITNJAK B.B.
HR-10000 ZAGREB
KROATIEN

Empfänger/Consignee/Destinaire:
BÖHLER-UDDEHOLM ZAGREB D.O.O.
ZITNJAK B.B.
HR-10000 ZAGREB
KROATIEN

Bestell-Nr./Purchaser order No./No. de commande:
223/12 / 2012.07.10

Empfängerref.-Nr./Receiver reference-No./Rèfèrence destinaire:
-

Werksauftrags-Nr./Works order-No./No. de la commande de l´usine:
1954827 / 2012.07.16

Lieferschein-Nr./Delivery note-No./Avisd´expedition du client:
59192734 / 2012.07.16

Prüfgegenstand/Object of test/Object d`examen:
BÖHLER W300 ISODISC W-Nr. 1.2343
Stabstahl gewalzt, geglüht max. 205 HB, IBO ECOMAX
ISO 286/2 ITk12
Endenausführung: 2E warmgetrennt

Anforderungen/Requirements/Exigence:

Umfang der Lieferung/Volume of delivery/liste descriptive

Pos./Los	Abmessung Dimensions Dimensions	Länge Length Longueur	Stückzahl No. of Pieces No. de Pieces	Gewicht kg Weight kgs Poids kg	Mat.-ID	Prüf-Nr. Test No. Eprouvette	Schmelze-Nr. Heat No. No. de coulee
100/1	RD 20,5 mm	3.000 - 4.000 mm		228	4X4M	1240167-1	W74809

Chemische Zusammensetzung/Chemical Composition/Composition chimique (%)

Schmelzanalyse/Chemical Composition Erschmelzungsart/Steelmaking Process: EAF+AOD								Schmelze-Nr. Heat No. No. de coulee
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	
0,37	0,97	0,48	0,019	<0,0003	4,89	1,11	0,32	W74809

Mechanische Eigenschaften/Mechanical Properties/Characteristiques mechaniques

Pos./Los	Härte / Zugfestigkeit Hardness / Tensile Strength Durete / Résistance à la traction		Prüf-Nr. Test No. Eprouvette
100/1	192	HBW	1240167-1

Radioaktivitätskontrolle/Radioactivity inspection: Co-60<0,1Bq/g;
hiermit kleiner als Grenzwert in der anzuwendenten Spezifikation IAEA RS-G-1.7 für unbedenkliche Stoffe.
therefore smaller than upper limit required according to specification IAEA RS-G-1.7 for inoffensive material.

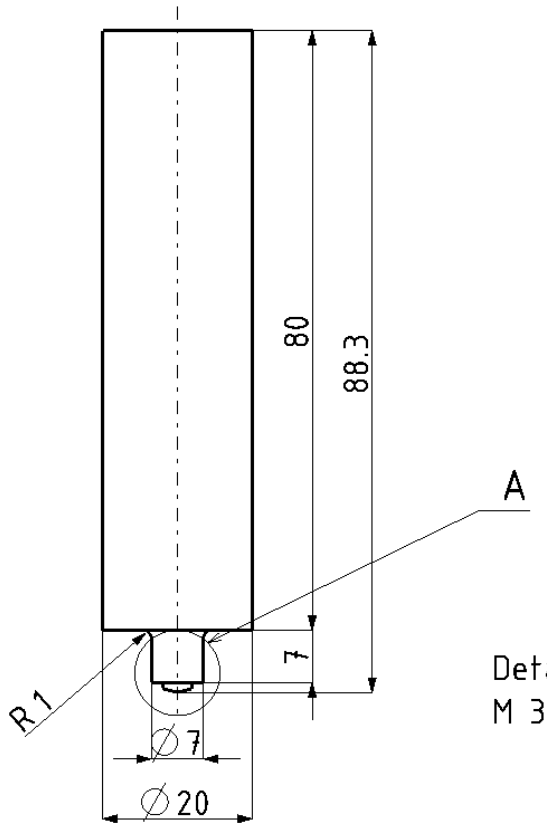
Wir bestätigen hiermit, dass die obengenannten Erzeugnisse den Bestellvorschriften entsprechen.
We hereby certify that the above mentioned products are consistent with the order prescriptions.
Nous certifions que les produits enumeres ci-dessus sont conformes aux prescriptions de la commande.

BOHLER Edelstahl GmbH & Co KG
Mariazellerstrasse 25
8605 Kapfenberg, AUSTRIA
www.bohler-edelstahl.com
REGISTRIERGERICHT LANDESGERICHT
LEOBEN / FN 294435v

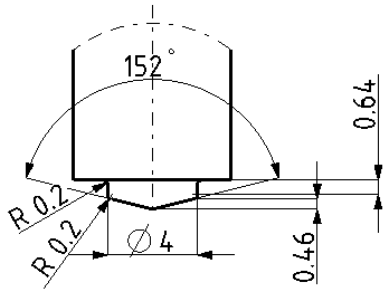
Daniela.Zavadil@bohler-edelstahl.at

ZAVADIL
AUSSTELLER/
ORIGINATOR/AUTEUR

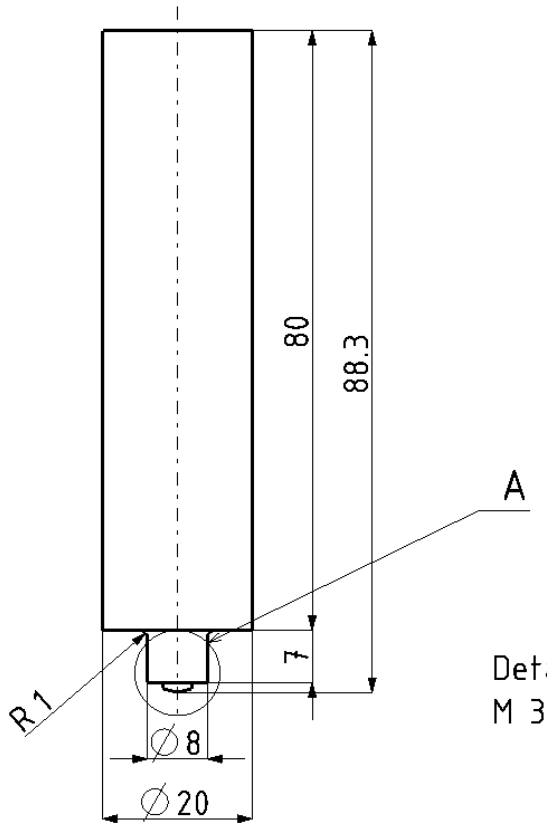
DER ABNAHMEBEAUFTRAGTE/
INSPECTOR REPRESENTATIVE/
DU CONTROLEUR



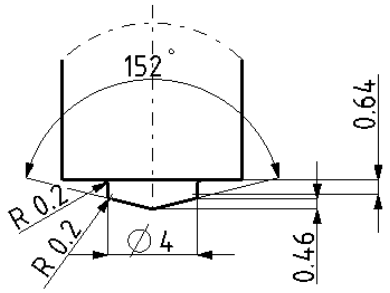
Detalj A
M 3:1



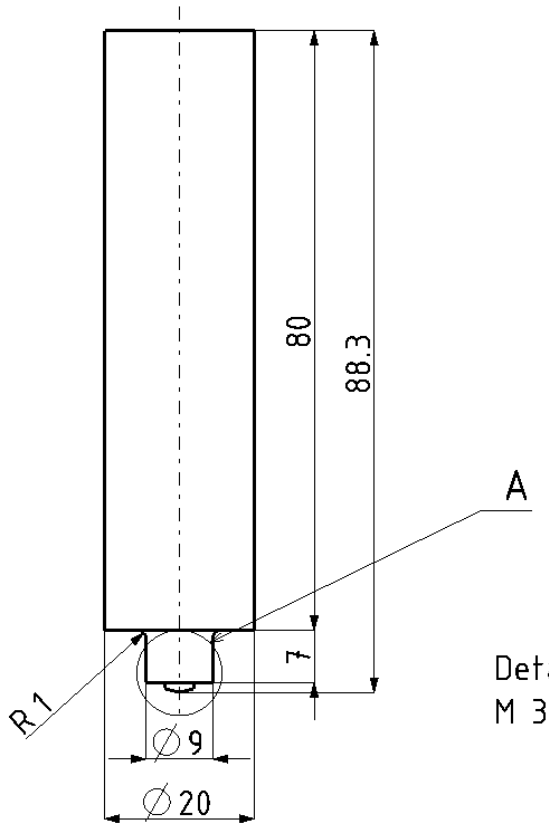
M 1:1	03.09.2014.	Matija Bušić	FSB-Katedra za zavarene konstrukcije
Pozicija:	Sastavni crtež broj:		Materijal: X38CrMoV51
Broj Crteža: 0914-1			Alat za FSW Dr 7



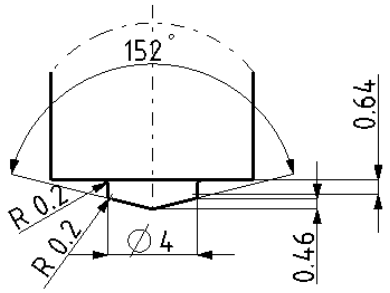
Detalj A
M 3:1



M 1:1	03.09.2014.	Matija Bušić	FSB-Katedra za zavarene konstrukcije
Pozicija:	Sastavni crtež broj:		Materijal: X38CrMoV51
Broj Crteža: 0914-2			Alat za FSW Dr 8



Detalj A
M 3:1



M 1:1	03.09.2014.	Matija Bušić	FSB-Katedra za zavarene konstrukcije
Pozicija:	Sastavni crtež broj:		Materijal: X38CrMoV51
Broj Crteža: 0914-3			Alat za FSW Dr 9

ŽIVOTOPIS

Matija Bušić rođen je 18. siječnja 1983. godine u Zagrebu. Osnovnu školu i srednju školu „XV prirodoslovno-matematička gimnazija“ završio je u Zagrebu. Godine 2001. upisao je studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu. Diplomirao je 6. veljače 2009. godine na Katedri za alatne strojeve s radom ”Motori za posmične pogone numerički upravljanih alatnih strojeva”.

Od 2007. godine do kraja diplomskog studija radio je kao demonstrator na Katedri za alatne strojeve. U veljači 2009. zapošljava se u tvrtci BAM – ING d.o.o. u Zagrebu. U travnju 2009. godine zapošljava se kao asistent na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu na Katedri za zavarene konstrukcije. Poslijediplomski doktorski studij, smjer Strojarske tehnologije upisuje 2009. godine.

Na Fakultetu strojarstva i brodogradnje sudjeluje u održavanju nastavnih i znanstvenih aktivnosti. Kao član Hrvatskog društva za tehniku zavarivanja sudjeluje u organizaciji međunarodnih konferencija od 2009. godine te sudjeluje u pisanju priloga za časopis Zavarivanje. Od 2013. godine član je Tehničkog odbora 44 – Zavarivanje i srodni postupci pri Hrvatskom zavodu za norme te od 2014 predsjednik Pododbora 6 – Oprema za zavarivanje. U 2014. godini sudjelovao je u znanstveno-tehnološkom suradničkom projektu „Oblikovanje alata za zavarivanje trenjem aluminijskih sendvič panela“ prilikom čega je 30 dana boravio na Fakultetu za strojništvo, Univerza v Ljubljani gdje je istraživanje provedeno. Koautor je 8 znanstvenih radova objavljenih u znanstvenim časopisima i na međunarodnim konferencijama.

Aktivno se koristi engleskim jezikom u govoru i pismu. Oženjen je i otac je jednog djeteta.

POPIS OBJAVLJENIH RADOVA:

1. Bauer, Branko; Bušić, Matija: High energy density welding processes // Welding Engineering and Technology / Kralj, Slobodan (ur.). Oxford : Eolss Publishers (under the Auspices of the UNESCO), 2011.
2. Kralj, Slobodan; Klobčar Damjan; Kožuh, Zoran; Bušić, Matija: Friction stir welding of advanced pore morphology sandwich panels. // Zavarivanje. 56 (2013) , 5/6; 163-172 (članak, znanstveni).
3. Bauer, Branko; Kralj, Slobodan; Bušić Matija: Production and application of metal foams in casting technology. // Tehnički vjesnik: znanstveno-stručni časopis tehničkih fakulteta Sveučilišta u Osijeku. 20 (2013) , 6; 1095-1102 (pregledni rad, znanstveni).

4. Kralj, Slobodan; Kožuh Zoran; Bušić Matija: Pregled tehnologija proizvodnje i spajanja metalnih pjena. // Zavarivanje. 55 (2012) , 5/6; 149-153 (prethodno priopćenje, znanstveni).
5. Klobčar Damjan; Tušek Janez; Nagode Aleš; Bušić Matija; Lešer Vladka: Comparison of joint strength produced by FSW, FSSW and a novel technique FSLSW // *ZAVARIVANJE - WELDING 2014* Šibenik, Hrvatska, 2014 (Znanstveni skupovi i radionice, usmeno)
6. Klobčar Damjan; Tušek Janez; Bizjak Milan; Bušić Matija; Lešer Vladka: Micro friction stir welding of copper electrical contacts // *ZAVARIVANJE - WELDING 2014* Šibenik, Hrvatska, 2014 (Znanstveni skupovi i radionice, usmeno)
7. Kralj Slobodan; Kožuh Zoran; Bušić Matija: Pregled tehnologija proizvodnje i spajanja metalnih pjena // *EUROJOIN 8* Pula, Hrvatska, 2012 (Znanstveni skupovi i radionice, usmeno)
8. Kralj Slobodan; Marić Gojko; Kožuh Zoran; Bušić Matija; Pugar Daniel: Tehnologije spajanja aluminijskih pjena // *MATRIB 2014* Vela Luka, Hrvatska, 2013 (Znanstveni skupovi i radionice, usmeno)
9. Kralj Slobodan; Bušić Matija; Kožuh Zoran; Klobčar Damjan: Utjecaj oblika i dimenzija alata pri zavarivanju trenjem rotirajućim alatom // *ZAVARIVANJE - WELDING 2014* Šibenik, Hrvatska, 2014 (Znanstveni skupovi i radionice, poster)

BIOGRAPHY

Matija Bušić was born on 18th of January, 1983 in Zagreb. He finished elementary school and high school „XV prirodoslovno-matematička gimnazija“ in Zagreb. In year 2001 he enrolled into the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb. He graduated on the 6th of February 2009 at the Chair of Machine Tools with a thesis named „Feed Drives for Numerical Controlled Machine Tools“

From year 2007 till the end of his study he was student assistant at the Chair of Machine Tools. In February 2009 he started his first employment in the firm BAM – ING d.o.o. in Zagreb. Since April 2009 he is employed as research assistant at the Chair of Welded Structures, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb. In 2009 he enrolled postgraduate studies at division of Manufacturing Engineering at the same Faculty.

In his work he participates in education of students and scientific activities. As a member of Croatian Welding Society he is active through organization boards of international conferences. He writes actively for the magazine “Zavarivanje” (“Welding”). Since 2013 he is a member of Technical Committee 44 – Welding and Allied Processes, in the Croatian Standards Institute and since year 2014 he acts as chairman of Subcommittee 6 – Welding Equipment. In 2014 he participated in the scientific and technological cooperation research „Tools for Friction Stir Welding of Aluminium Foam Sandwich Panels“ during which he has spent 30 days at the Faculty of Mechanical Engineering, University of Ljubljana where the research was conducted. He published several scientific papers presented in the scientific journals and at the international scientific conferences. He is fluent in English. He is married and father of one child.