



TEHNOLOGIA INOVATIVĂ

REVISTA CONSTRUCȚIA DE MAȘINI - SERIE NOUĂ

Anul 68, Nr. 3-4 / 2016

- "Tehnologia Inovativa"
printed form: ISSN 2248 - 0420; ISSN-L 2248 - 0420
- "Tehnologia Inovativa"
online form: ISSN 2248 - 0420; ISSN-L 2248 - 0439

EDITOR: ICTCM – CITAf

041303 Bucuresti
Sos. Olteniței nr. 103, sector 4, O.P. 8
Tel / Fax: 0216341038
E-mail: ictcm@ictcm.ro

RESPONSABIL EDITOR
Florica Costin

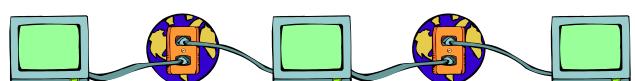
REDACTOR- ȘEF
Irina Rădulescu

INFORMAȚII, ABONAMENTE:

Revista este evaluată CNCSIS la categoria B+,
apare trimestrial.
Abonamentele se fac direct, prin dispoziție de plată
sau mandat poștal, trimis pe adresa revistei.

CONT – ICTCM:
BRD Suc Vacaresti cod IBAN
RO81BRDE441SV15480194410

COPYRIGHT 2003
Toate drepturile asupra acestei ediții sunt rezervate
ICTCM – CITAf. Nu este permisă reproducerea integrală sau
parțială a articolelor din revista „Tehnologia Inovativă” fără
consimțământul scris al editorului.
Opiniile exprimate în revistă aparțin semnatarilor articolelor,
fără să reflecte obligatoriu și punctul de vedere al editorului.
Toate drepturile asupra acestei ediții sunt rezervate
ICTCM – CITAf. Nu este permisă reproducerea integrală sau
parțială a articolelor din revista „Tehnologia Inovativă” fără
consimțământul scris al editorului.
Opiniile exprimate în revistă aparțin semnatarilor articolelor,
fără să reflecte obligatoriu și punctul de vedere al editorului.



Din sumar

ANALIZA CU ELEMENT FINIT / FINITE ELEMENT ANALYSIS

TEHNOLOGIE / TECHNOLOGY

TRIBOLOGIE / TRIBOLOGY



TEHNOLOGIA INOVATIVĂ

REVISTA CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

COLEGIUL DE REDACȚIE

Octavian BOLOGA - Universitatea „Lucian Blaga” din Sibiu

Olivier BONNEAU – Universitatea din Poitiers, Franța

Ion BOSTAN – Universitatea Tehnică a Moldovei

K.D. BOUZAKIS – Aristoteles University of Thessaloniki, Grecia

Doug BRANHAM - Lubrication Systems Company, Houston, Texas, USA

Dan BRÎNDAȘU - Universitatea „Lucian Blaga” din Sibiu

Radu Mircea CARP – CIOCÂRDIA - Universitatea POLITEHNICA din București

Valeriu DULGHERU – Universitatea Tehnică a Moldovei

Ioan Dan FILIPOIU - Universitatea POLITEHNICA din București

Michel FILLON – Universitatea din Poitiers, Franța

Mohamed HAJJAM – Universitatea din Poitiers, Franța

Tudor ICLĂNZAN - Universitatea „Politehnica” din Timișoara

Nicolae Valentin IVAN - Universitatea „TRANSILVANIA” din Brașov

Gheorghe MOGAN – Universitatea „TRANSILVANIA” din Brașov

Ilie MUSCĂ - Universitatea „Ștefan cel Mare” din Suceava

Nicolae OANCEA - Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați

Dumitru OLARU - Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iași

Juozas PADGURSKAS – Lithuanian University of Agriculture, Lithuania

Radu POPESCU – Academia Română - INCE – CEIS, București

Tudor PRISECARU - Universitatea POLITEHNICA din București

Vasile PUIU - Universitatea din Bacău

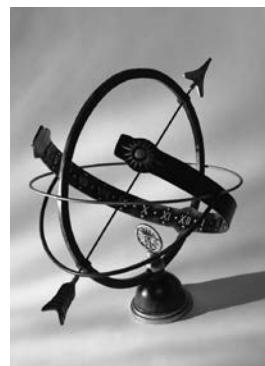
Stanisław PYTKO - University of Science and Technology, Kraków, Poland

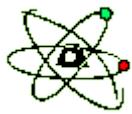
Alexandru RĂDULESCU - Universitatea POLITEHNICA din București

Minodora RÎPĂ - Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați

Lucian TUDOSE - Universitatea din Cluj

Thami ZEGHLOUL – Universitatea din Poitiers, Franța





COMITET ONORIFIC

Niculae Napoleon ANTONESCU – Universitatea „Petrol și Gaze” din Ploiești
Traian AURITE - Universitatea POLITEHNICA din București
Gavrilă CALEFARIU - Universitatea „TRANSILVANIA” din Brașov
Mircea COZMÎNCĂ - Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iași
Marian GHEORGHE - Universitatea POLITEHNICA din București
Valeriu JINESCU - Universitatea POLITEHNICA din București
Aurel JULĂ - Universitatea „TRANSILVANIA” din Brașov
Constantin MINCIU - Universitatea POLITEHNICA din București
Eugen PAY - Universitatea de Nord din Baia Mare
Iulian POPESCU - Universitatea din Craiova
Aurelian VLASE - Universitatea POLITEHNICA din București
Ioan VOICA - Universitatea POLITEHNICA din București

EDITOR

Oficiul de Informare Documentară pentru Industrie, Cercetare, Management
din cadrul
S.C. ICTCM S.A. BUCUREȘTI

RESPONSABIL EDITOR
Florica Costin

REDACTOR- ŞEF
Irina Rădulescu



CUPRINS

ANALIZA CU ELEMENT FINIT / FINIT ELEMENT ANALYSIS

MODAL AND BUCKLING ANALYSIS OF THE FIBERGLASS SAILPLANE FUSELAGE

pag. 5

S.M. Zaharia

TRANSILVANIA University of Brașov, Brașov, România

TEHNOLOGIE / TECHNOLOGY

**SELECTION OF NON-CONVENTIONAL MACHINING PROCESSES USING ANALITYC
HIERARCHY PROCESS**

pag. 11

Miroslav R. Radovanovic

University of Nis, Faculty of Mechanical Engineering, Nis, Serbia

STUDIU PRIVIND TRAGEREA COTURILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN

pag. 20

STUDY CONCERNING THE PIPE BENDS TECHNOLOGICAL DRAWING

OVER MANDREL

Sima Teodor

POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest, România

**STUDIUL PROCESELOR DE DEFORMARE ȘI CURGERE A MATERIALULUI
LA TRAGEREA COTURILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN /**

pag. 25

MATERIAL DEFORMATION AND FLOW PROCESSES STUDY

FOR MANDREL DRAWING OF PIPE BENDS

Sima Teodor

Politehnica University of Bucharest, Bucharest, România

TRIBOLOGIE / TRIBOLOGY

**EXPERIMENTAL STUDIES OF THE FRICTION PHENOMENON FOR STEEL
ON OTHER MATERIALS FRICTION COUPLES AT LOW SLIDING VELOCITIES**

pag. 33

Nicolae Alexandru Stoica, Alina Maria-Petrescu, Andrei Tudor, Alexandru Valentin Rădulescu

POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest, România

ABSTRACTS "INNOVATIVE TECHNOLOGY" 3-4 / 2016

MODAL AND BUCKLING ANALYSIS OF THE FIBERGLASS SAILPLANE FUSELAGE

S.M. Zaharia

Transilvania University of Brașov, Brașov,
ROMÂNIA, e-mail: zaharia_sebastian@unitbv.ro

To reduce the testing time, in the aeronautical domain it is opting for finite element analysis to help the design engineer to have an overview of the structural behaviour (in static and dynamic regime) of the aircraft before flight tests. Thus, within this paper it was performed the static analysis of the fuselage of a fiberglass sailplane and the main equivalent stresses, the total deformation and the elastic strains were determined. Also it was performed a linear buckling analysis and determined the six modes of buckling and their corresponding deformations. Vibration behaviour (natural frequencies and mode shapes) and determining the time variation of the response at stresses were also determined by a modal analysis on the fuselage of the sailplane.

SELECTION OF NON-CONVENTIONAL MACHINING PROCESSES USING ANALYTIC HIERARCHY PROCESS

Miroslav R. Radovanovic

University of Nis, Faculty of Mechanical Engineering,
Nis, Serbia,
e-mail:mirado@masfak.ni.ac.rs

Contour cutting of sheets is a difficult and time consuming task, especially when the finished parts have a tight tolerances or an unusual shape. In those cases, may be selected non-conventional machining processes. Those processes can't apply for all types of material and thickness. Some processes are suitable for cutting all materials, but other for cutting metals or ferrous steels. Some processes are suitable for cutting wide range of sheet thickness, but other are suitable only for thin sheets. Each process has advantages and disadvantages. In this paper are selected some more applicable non-conventional machining processes for contour cutting sheets using Analytic Hierarchy Process (AHP).

STUDIU PRIVIND TRAGEREA COTURILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN / STUDY CONCERNING THE PIPE BENDS TECHNOLOGICAL DRAWING OVER MANDREL

Sima Teodor

POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest,
România, tsima55@yahoo.com

The paper presents the bends manufacturing technology by pipes dragging on mandrel and the determination of mandrel geometry. It is considered the problem of pipes curving and the possibilities to solve the technological issues in the area.

STUDIUL PROCESELOR DE DEFORMARE ȘI CURGERE A MATERIALULUI LA TRAGEREA COTURILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN / MATERIAL DEFORMATION AND FLOW PROCESSES STUDY FOR MANDREL DRAWING OF PIPE BENDS

Sima Teodor

Politehnica University of Bucharest, Bucharest,
Romania, tsima55@yahoo.com

The paper presents aspects of metal processing by plastic deformation, the setting of heating temperature, analysis of structural changes and drawing speed in the mandrel drawing of pipe bends. There are presented conclusions concerning specific aspects of mandrel drawing for Ø89 x 6 mm bend at 90° from P235 GH and for Ø89 x 6 mm bend at 90° from X6CrNiTi l8 – 10.

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE FRICTION PHENOMENON FOR STEEL ON OTHER MATERIALS FRICTION COUPLES AT LOW SLIDING VELOCITIES

Nicolae Alexandru Stoica, Alina Maria-Petrescu,
Andrei Tudor, Alexandru Valentin Rădulescu
POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest,
România, e-mail: nicolae.stoica@upb.ro

The paper presents an experimental study of the friction phenomenon at low sliding velocities conducted on a test bench provided by the GUNT company. It analyses the tribological behavior in dry conditions of different friction couples for which one of the materials is steel: steel – steel, steel – aluminium, steel – gray cast iron, steel – PVC, steel – teflon, steel – bronze and steel – polyamide. The evaluated parameter was the variation of the friction coefficient as a function of the normal force and the slip rate. Finally, after comparing the results, the best pair of materials in terms of friction was determined.

MODAL AND BUCKLING ANALYSIS OF THE FIBERGLASS SAILPLANE FUSELAGE

S.M. Zaharia

Transilvania University of Brașov, Brașov, ROMÂNIA, e-mail: zaharia_sebastian@unitbv.ro

REZUMAT

Pentru reducerea timpului de testare, în domeniul aeronautic se optează pentru analize cu elemente finite care să ajute inginerul proiectant să poată avea o imagine de ansamblu asupra comportamentului structural (in regim static și dinamic) al aeronavei înainte de teste de zbor. Astfel, în cadrul acestei lucrări s-a realizat analiza statică a fuselajului unui planor din fibră de sticlă și au fost determinate principalele tensiunile echivalente, deformațiile totale și elastic strains. De asemenea, a fost realizată și o analiză la flambaj liniar și determinate cele sase moduri de flambaj și deformațiile corespondente acestora. Comportamentul la vibrații (natural frequencies and mode shapes) și determinarea variației în timp a răspunsului la sarcini au fost de asemenea determinate printr-o analiză modală asupra fuselajului planorului.

ABSTRACT

To reduce the testing time, in the aeronautical domain it is opting for finite element analysis to help the design engineer to have an overview of the structural behaviour (in static and dynamic regime) of the aircraft before flight tests. Thus, within this paper it was performed the static analysis of the fuselage of a fiberglass sailplane and the main equivalent stresses, the total deformation and the elastic strains were determined. Also it was performed a linear buckling analysis and determined the six modes of buckling and their corresponding deformations. Vibration behaviour (natural frequencies and mode shapes) and determining the time variation of the response at stresses were also determined by a modal analysis on the fuselage of the sailplane.

KEYWORDS: sailplanes, fuselage, static analysis, liniar buckling analysis, modal analysis

CUVINTE CHEIE: planor, fuselaj, analiză statică, analiză liniară la flambaj, analiză modală

1. INTRODUCTION

The aircraft fuselage is the component where the cabin crew, the passenger cabin, the transport payload and most of the equipment and facilities of the aircraft are located [1]. The fuselage is also the central body of the aircraft on which are fixated the wings, the empennage, the landing gear and the propulsion system.

The framework of the fuselage consists generally of frames, spars, stringers, sealed panels, fuselage skin. Loadings of the shell are determined from the sailplane's flying evolution. In general, the forces acting on the fuselage are [2]:

- Mass loads due to the weight of the fuselage and equipment and parts placed on the fuselage.

They are calculated as the product of its own weight of the item and the corresponding g-force factor of the flight evolution;

- Reaction loadings (of connection) in the connecting areas on the fuselage of the wings, the horizontal stabiliser, the vertical stabiliser, the landing gear and the engines - if installed on the fuselage;
- The aerodynamic loads - forces of lift, drag and aerodynamic momentum of the fuselage.

In order to fulfill all the requirements, in the aeronautical manufacturing of sailplanes multiple material categories are used: wood, aluminium, steel, plastics, rubber and also composite materials: carbon fiber, fibreglass, fibreglass reinforced plastic or Kevlar [3].

The fuselages of latest generation of sailplanes have a monocoque construction made of composite materials (lightweight with high strength) at which there is no internal structure, all loads being taken over by this skin of mono-structure type.

The research directions used by engineers in aviation are: the CFD analysis of sailplanes [3,4], static analysis [5,6] modal analysis [7], buckling analysis, flutter analysis [7,8]. The fuselage sailplane analysed in this paper is made of fiberglass and has the following features (table 1):

Table 1: Sailplane characteristics

Characteristic	Value
Length	6,7 m
Height	4.5 m
Wingspan	14,2 m
Root chord	0,8 m
Tip chord	0,35 m
Airfoil	NACA 63(3)-618
Empty weight:	315 kg
Max takeoff weight	510 kg
Never exceed speed	290 km/h
Maximum glide ratio:	39:1
g limits:	+6.5 -4 at 180 km/h

The fuselage of the sailplane was designed in SolidWorks 2013 software and is represented in Figure 1.



Figure 1: Fuselage sailplane

2. STATIC STRUCTURAL ANALYSIS

In terms of the structural calculation of components in the construction of the sailplane airframes the methods used are the general methods of calculation for the aviation structures. In this direction should be noted the broad dissemination had by the finite element method that automates the calculation and the effective use of electronic computer with high-speed processing today.

In essence finite element method is to divide the structure into a number of sub-areas called finite elements, areas on which are specifically applied the calculating rules of the elasticity theory.

The approximation is that the state of stresses and deformations of each element is described according to a number of nodal unknowns – forces and displacements.

The accuracy increases generally along with the number of unknowns, both at item level and at global structure level.

Depending on external loads imposed on the structure, the finite element method provides, after calculations, an approximate representation of stresses and deformations in different areas of the sailplane's fuselage structure. Due to the ease of application and high generality of the calculation algorithm, the finite element method is currently accepted for sailplane airframe calculation.

For a fuselage in any section are generally defined some two stresses: a vertical shear-bending stress through the shear force and the bending moment; a lateral shear - bending - twisting stress through shear force, bending moment, torque. Section being symmetrical and shear force applied in the plane of symmetry, the stress is pure shear (section does not rotate). The shell is taking part in enduring the bending stress as well as enduring the shear stress.

For static analysis of the sailplane were applied to the airframe structure of the sailplane, pressures determined in the Flow Simulation module [3].

In Figure 2 were determined the maximum deformations on the sailplane's fuselage structure in the Ansys 15 software. The maximum deformations occur in the junction between the cabin and the fuselage structure and have values between 0.1 and 0.8 mm.

Figure 3 describes the equivalent stresses domain for the sailplane's fuselage and figure 4 depicts elastic deformations.

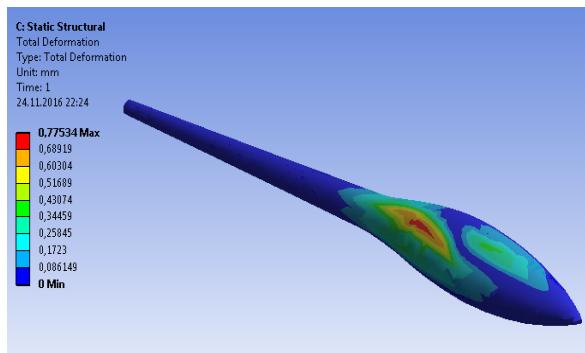


Figure 2: Total deformation

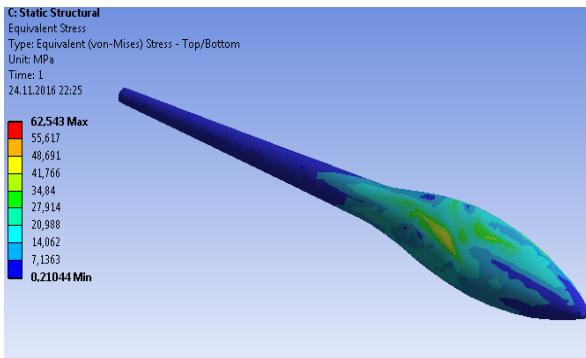


Figure 3: Equivalent Stress

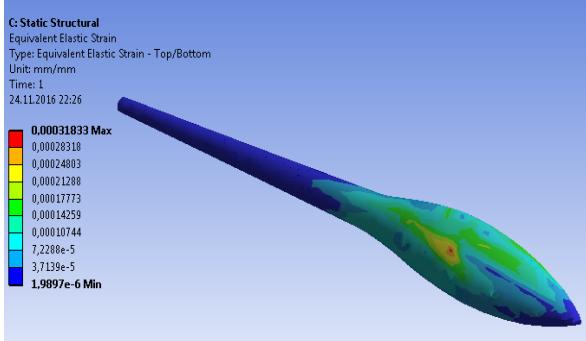


Figure 4: Elastic Strain

3. BUCKLING ANALYSIS

The skins and the thin plates in the form of flat or curved panels with different configurations, reinforced by a network of stiffening elements, are very common construction elements in aircrafts.

The most important parts of a hardened shell type structures (reinforced) or semi-monocoque are defined below. The reinforced panel is a section of a structure consisting of a skin transversely rigidized with frames or ribs and longitudinal through stringers or spars.

The stringers and the frames can be made integral with the skin, or attached separately. Plate is a portion of the skin, flat or curved, between two longitudinal or transverse stiffeners.

Regarding the practical realization of these cylindrical constructions, they can be monocoque type with constant structure walls being a convenient construction for operation, but in terms of optimizing the structure is not optimal, being heavier than the semi-monocoque structure. In this constructive semi-monocoque type the study will be made on different components, taking into account both the local stress, and the general one.

The stress will concern especially the areas shaped as cylindrical panel stressed in different ways, a problem that will be presented further.

With regard to the stresses that appear on cylindrical monocoque structure it will be considered the radially symmetrical longitudinal compression stress, which is one of the first stresses studied in this paper.

Buckling phenomenon that occurs at the monocoque structure is the radially symmetric buckling. In this type of buckling, deformations in every fibre of along cylinder axis line are the same. In these circumstances, in the cylinder it can be cut a narrow rectangular strip, at which it can be considered a plate thickness of value t and which will be compression stressed as the rest of the cylinder.

The buckling critical tension for a monocoque fuselage structure has the relationship:

$$\tau_{cr} = K \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{l} \right)^2 \cdot Z \quad (1)$$

where:

- k is given by the diagrams as function of the coefficient containing the radius of curvature of the panel and the aspect ratio of the panel;
- E is the modulus of elasticity of the plate;
- ν is Poisson's coefficient;
- l is the length of the fuselage;
- R is the radius of the fuselage,
- Z the curvature effect has the relationship:

$$Z = \frac{l^2}{R \cdot t} \sqrt{1 - \nu^2} \quad (2)$$

In this paper it was performed linear buckling analysis of the structure of the fuselage of the sailplane at the 6 modes of deformation.

In figures 5-10 are described in the most important modes of deformation using linear buckling analysis.

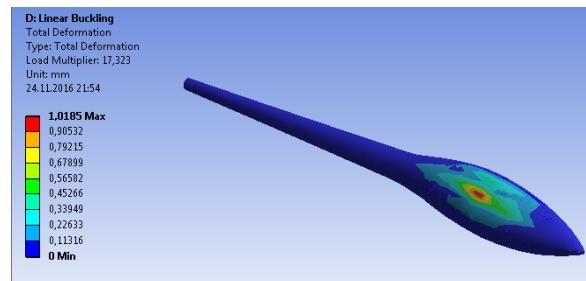


Figure 5: Mode 1, Total deformation – Linear Buckling

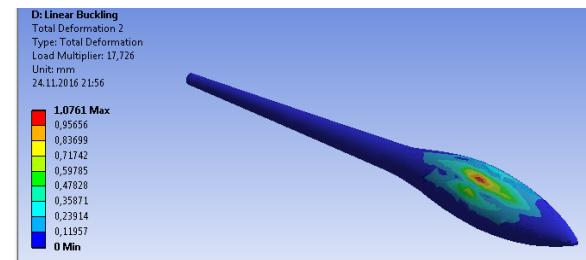


Figure 6: Mode 2, Total deformation – Linear Buckling

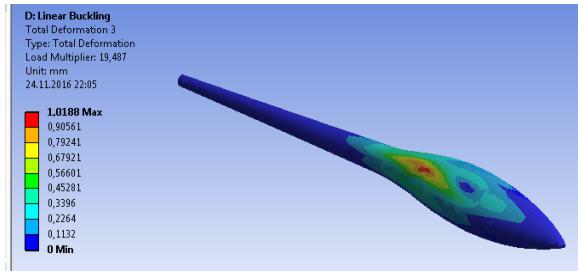


Figure 7: Mode 3, Total deformation – Linear Buckling

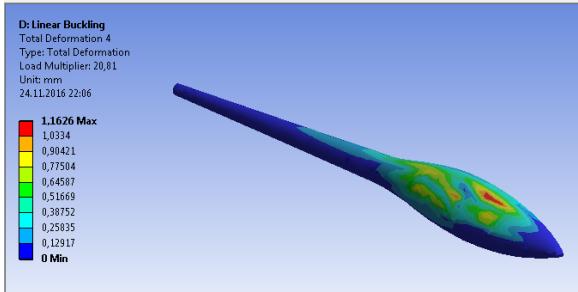


Figure 8: Mode 4, Total deformation – Linear Buckling

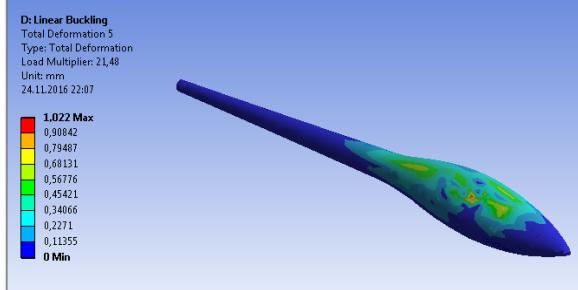


Figure 9: Mode 5, Total deformation – Linear Buckling

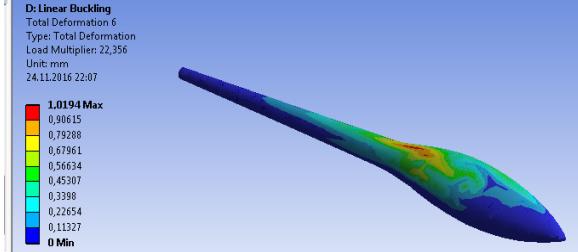


Figure 10: Mode 6, Total deformation – Linear Buckling

4. MODAL ANALYSIS

Use modal analysis to determine the vibration characteristics (natural frequencies and mode shapes) of a structure while it is being designed. It also can be a starting point for another, more detailed, dynamic analysis, such as a transient dynamic analysis, a harmonic response analysis, or a spectrum analysis [9].

The natural frequencies and the vibration modes are important parameters for the design stage because it gives information about the analyzed structure's dynamic regime behavior. The modal analysis is a mandatory computational stage for the spectral analysis and the transitory or harmonic analysis through effects overlapping. The modal analysis is considered a linear analysis although the problem with vectors and associated values that needs to be solved implies numerical iterative methods [10].

Modal analysis of the fuselage of the sailplane was made using ANSYS 15 software and is a linear analysis. Any non-linearity such as plasticity and contact elements is ignored, even if it is defined. The modal solution is obtained after a modal analysis which consists of the following steps: making the model in a CAD software or even in the specific finite element analysis software (in case of simpler models); application of loads and acquire of the solution through structural analysis; expansion of the deformation modes; viewing results [10].

To estimate the fuselage behaviour (embedded at one end) to vibration, it will be subjected to a modal analysis in Ansys 15 software in order to determine the frequencies (table 2) and the 6 vibration modes (figures 11, 12, 13, 14, 15, 16). As can be seen in the six modes of vibration, deformations of the fuselage structure have values between 8.72 mm and 13.03 mm.

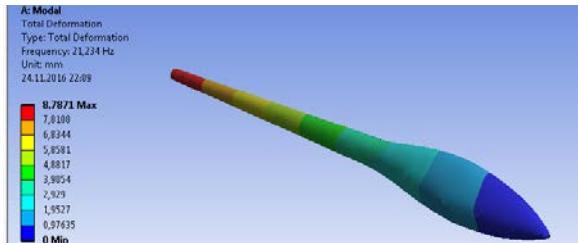


Figure 11: Mode shape 1

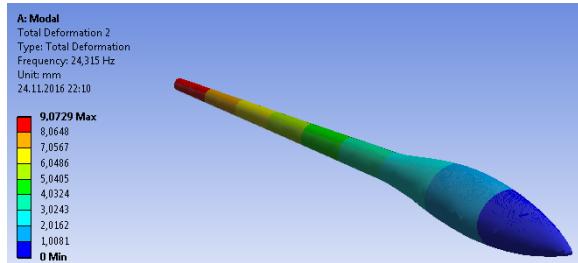


Figure 12: Mode shape 2

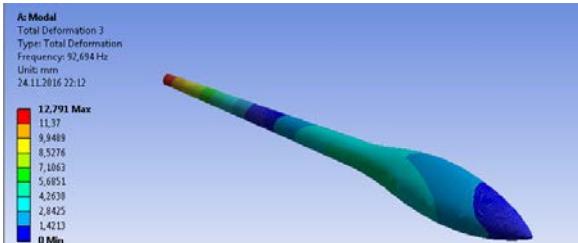


Figure 13: Mode shape 3

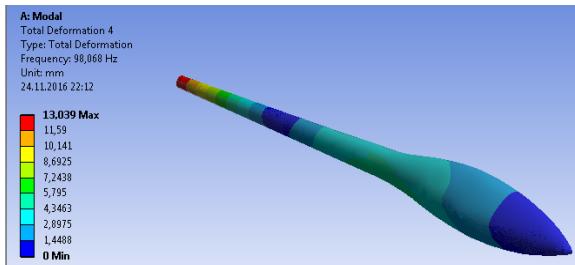


Figure 14: Mode shape 4

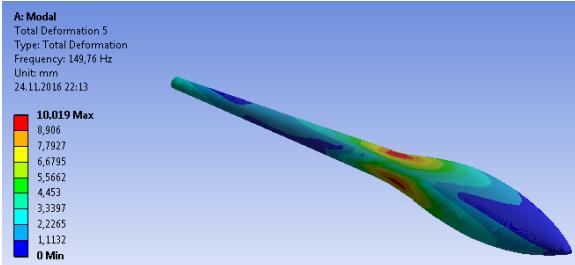


Figure 15: Mode shape 5

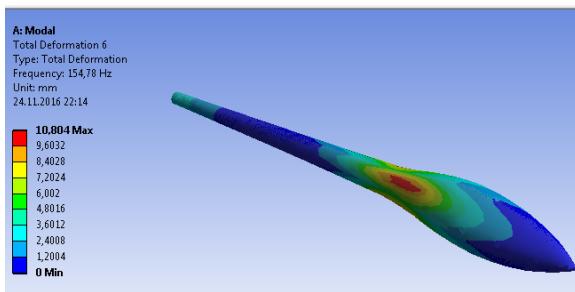


Figure 16: Mode shape 6

Table 2: Modal shape of the fuselage

Mode number	Frequencies [Hz]
1	21,23
2	24,31
3	92,69
4	98,06
5	149,76
6	154,78

Harmonic analyses are used to determine the steady-state response of a linear structure to loads that vary sinusoidally with time, thus enabling you to verify whether or not your designs will successfully overcome resonance, fatigue, and other harmful effects of forced vibrations.

In this analysis all loads as well as the structure's response vary sinusoidally at the same frequency. A typical harmonic analysis will calculate the response of the structure to cyclic loads over a frequency range (a sine sweep) and obtain a graph of some response quantity (usually displacements) versus frequency [9].

In figures 17 and 18 two harmonic analysis are made for determining the time variation of the response at stresses (in this case study - the pressure is the stress).

Figure 17 shows the frequency variation as function of the maximum deformation and in figure 18 is described the dependence between stresses and frequency of the analysed fuselage.

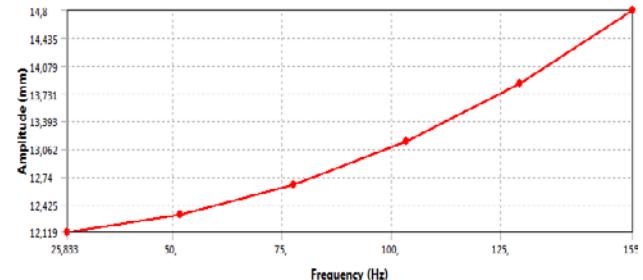


Figure 17: Deformation - frequency response

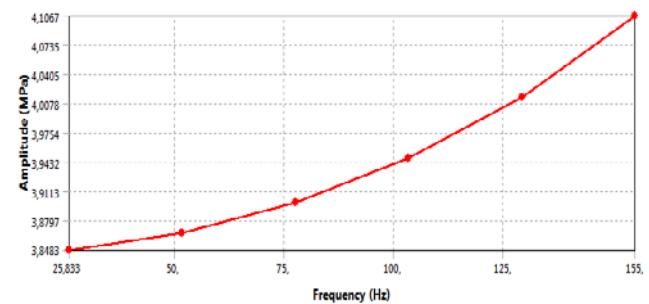


Figure 18: Stress - frequency response

CONCLUSIONS

Curved panel, as structure component, constitutes the most used element in aeronautical construction. These curved panels are elements that close the structure being supported on a contour which in most cases is composed of longitudinal straight elements and two other curved.

Being about panels of small thickness, strength limit is given not by material properties, but the stability limit, so of the buckling of the panel.

In this paper were carried out three finite element analyses in Ansys 15 software, namely: static analysis (to determine stresses and deformations); a linear buckling analysis (to determine the six modes of deformation) and modal analysis in order to determine the frequencies and modes of deformation for a fiberglass fuselage of a sailplane.

REFERENCES

- [1]. **Cucu M. G.**, “Teoria si tehnica pilotarii planoarelor”, Editura Sport – Turism, Bucuresti, 1981.
- [2]. **Preotu, O.**, “Construcția și calculul aeronavelor”, Editura Tehnică, București, 2001.
- [3]. **Zaharia, S. M.**, “Simulation and aerodynamic analysis of the flow around the sailplane using CFD techniques”, Scientific Bulletin of the Petru Maior University of Targu Mures, Vol. 12, No. 2, pp. 26-30, (2015).
- [4]. **Boermans, LMM.**, “Research on sailplane aerodynamics at Delft University of Technology. Recent and present developments”, Association of Aeronautical Engineers NVvL, 2006.
- [5]. **Leomar, P., Tamre, M., Riibe, T., Vaher, T., Haggi, T.**, “Optimal Design and Analysis of UAV Swan Fuselage”, Solid State Phenomena, Vol. 113: Mechatronic Systems and Materials, , pp. 91 – 96, 2006.
- [6]. **Andrikaitis, M., Fedaravičius, A.**, “Development of a finite element model of the sailplane fuselage”, Journal of Vibroengineering, Vol. 14, No. 3, pp. 1390-1398, 2012.
- [7]. **Andrikaitis, M., Fedaravičius, A.**, “Modal and flutter analysis of the sailplane LAK-17B using numerical methods” Transport., Vol. 29, No. 1, pp. 84-89, 2014.
- [8]. **Pajno, V.**, “Sailplane Design - A Guide for Students and Designers, From Drafting to First Flight”, College Park Press, Varese, 2010.
- [9] **ANSYS Workbench User's Guide**, <http://148.204.81.206/Ansys/150/Workbench%20Users%20Guide.pdf>, accessed on 10.11.2016.
- [10]. **Zaharia, S. M.**, “Development of a finite element model of the sailplane fuselage”, Journal of Industrial Design and Engineering Graphics, Vol. 10, No. 2, pp. 23-26, 2015.

SELECTION OF NON-CONVENTIONAL MACHINING PROCESSES USING ANALYTIC HIERARCHY PROCESS

Miroslav R. Radovanovic

University of Nis, Faculty of Mechanical Engineering, Nis, Serbia, e-mail:mirado@masfak.ni.ac.rs

ABSTRACT

Contour cutting of sheets is a difficult and time consuming task, especially when the finished parts have a tight tolerances or an unusual shape. In those cases, may be selected non-conventional machining processes. Those processes can't apply for all types of material and thickness. Some processes are suitable for cutting all materials, but other for cutting metals or ferrous steels. Some processes are suitable for cutting wide range of sheet thickness, but other are suitable only for thin sheets. Each process has advantages and disadvantages. In this paper are selected some more applicable non-conventional machining processes for contour cutting sheets using Analytic Hierarchy Process (AHP).

KEYWORDS: non-conventional machining, select, Analytic Hierarchy Process (AHP)

1. INTRODUCTION

Contour cutting of sheets is a difficult and time consuming task, especially when the finished parts have a tight tolerances or an unusual shape.

There are many machining processes for contour cutting sheets. Mechanical machining processes for contour cutting sheets, such as punching, shearing, and sawing, are characterized by the need for rigid clamping of the part, difficulty in handling hardened or brittle material, cut edge deformation or burring and the need for constant sharpening and replacement of the cutting tool.

There are some non-conventional machining (NCM) processes for contour cutting sheets such as: plasma cutting, laser cutting, wire EDM and water jet cutting. Those machining processes are more applicable processes for contour cutting sheets. They have numerous advantages, namely, a narrow cut, a proper cut profile, smooth and flat edges, minimal deformation of a workpiece, the possibility of applying high traverse speed and fast adaptation to change in manufacturing program.

Selection of the contour cutting processes depends on business needs and what areas are critical, e.g. cut quality, productivity, operating costs, profitability or flexibility.

During the selection of the proper machining process many different factors should be taking into account.

Firstly, type and thickness of the material being cut, secondly length and the shape of a cutting line, thirdly process potential and the effect on productivity, fourthly process related costs.

Critical factor is traverse speed. The maximum traverse speed means the shortest production time and low cost.

There are some papers about selection of non-conventional machining processes. Chakladar N. and Chakraborty S. in [1] were developed combined TOPSIS–AHP method based expert system for non-conventional machining processes selection. Kumar R. in [2] was investigated selection of non-conventional machining processes with respect to three parameters (workpiece material, machining operation and process characteristics). Chakraborty S. and Dey S. in [3] were employed quality function deployment (QFD) based methodology to select optimal NCM process. Yurdakul M. and Cogun C. in [4] were presented a multi-attribute selection procedure to identifying suitable NCM processes for the given application in manufacturing industry. Sugumaran V. et al. in [5] were applied the artificial neural networks in selection the most suitable NCM process for a given work material and shape feature combination. Roy M. et al. in [6] were developed a fuzzy AHP method to select various NCM processes taking into consideration product and process characteristics. Madic M. et. al. in [7] were studied selection of non-conventional machining processes using the OCRA method. Madic M. and Radovanovic M. in [8] were studied selection of some most commonly used non-conventional machining processes using ROV and Critic methods.

The main goal of this work is to select non-conventional machining processes for contour cutting sheets using Analytical Hierarchy Process (AHP).

Four more applicable non-conventional machining processes: plasma cutting, laser cutting, wire EDM and water jet cutting were considered for selection.

2. PLASMA CUTTING

Plasma cutting uses a high-temperature electrically-conductive gas to cut through any material that is electrically conductive. Plasma cutting is practical alternative to flame cutting. Metals which can't be flame cut with oxygen require a plasma cut. Plasma cutting was developed primarily for cutting stainless steel and aluminum.

Plasma gas is a highly ionized gas on high temperature composed of ions, electrons and neutral particles. Plasma cutting process, as used in the cutting of electrically conductive metals, utilizes electrically conductive gas to transfer energy from an electrical power source through a plasma cutting torch to the material being cut. Plasma gas, i.e. nitrogen, argon, hydrogen, oxygen, and dry compressed air are used in plasma cutting, which one, or which mixture, depends on the specifics of the job.

Nitrogen is very versatile, and is therefore used in dual gas torches for cutting a range of different metals, especially stainless steels and aluminum.

Stainless steel, aluminum, copper and titanium are among the metals most commonly cut by argon/hydrogen gas mixture.

Nitrogen based systems are well suited for cutting high performance materials such as stainless steel, aluminum and nickel.

Oxygen is used as the plasma gas when cutting carbon steels and low alloyed steels of up to 20mm.

Dry compressed air is used for small jobs, usually with manually operated units for cutting sheet metal. Oxygen based systems are better for carbon steels and leave no nitride deposits, which complicate further processing.

Characteristic for the plasma cut are the kerf taper and the rounded edges in the plasma jet entry zone which were caused by the hot gas shield that envelops the plasma jet.

With the plasma cutting process, all electrically conductive materials may be cut. Plasma cutting can be used to cut plate to 200 mm thick. Plasma cutting is faster than flame cutting but less expensive than laser cutting. Plasma cutting provides a good balance of investment cost and an optimal mix of cut quality, productivity and operating cost. [10]

3. LASER CUTTING

Laser cutting is based on applying a highly concentrated light energy obtained by laser radiation that is used for material cutting by melting and evaporation.

Laser is generator of high intensity beam of light. There are two types of lasers most commonly used in industrial application.

The first, most widely used type is gas lasers, i.e. CO₂ laser. The second type are solid-state lasers, such as Nd:YAG, fibre, and disk lasers. Fiber lasers and disk lasers are new development lasers, which distinguish themselves by having a very high electrical to laser light conversion efficiency and a much shorter wavelength (1.06 micrometer, one tenth of the wavelength of a CO₂ laser).

For cutting materials used focused laser beam. Laser beam can be focused into a very small spot (0,1÷0,2 mm in diameter) on the workpiece surface by a lens or focusing mirror.

The high power density in the spot of the focused laser beam melts or evaporate almost any material in a fraction of a second. In laser cutting operation the assist gas is used for removing the molten material from the cutting zone and to protect the lenses from evaporation.

The assist gas type can be oxygen, nitrogen, helium, argon or air. Oxygen is used when cutting mild steel. Up to 30 mm mild steel is cut in this way. Nitrogen is used when cutting stainless steel. Up to 25 mm stainless steel is cut in this way.

Laser cutting is suited for high-precision cutting of various materials, from metals to non-metals. Laser cutting offers: cutting accuracy of 0,1 mm or better, minimal kerf (0.25 mm) and heat affected zones (0,2 mm), clean, straight-sided cuts, no part distortion, high traverse speed, minimal downtime and operating cost. Cutting quality permit production of finished component parts. [11]

4. WIRE EDM

Wire electrical discharge machining (wire EDM) is a common type of non-conventional machining in manufacturing industries. Wire EDM uses spark erosion to remove material from workpiece. Direct current electric pulses are generated between the wire electrode and the workpiece. During cutting, material is melted away by the lightning bolt and flushed out of the kerf area by the dielectric solution.

Wire EDM is used to cut steels, carbide, graphite, aluminum, copper, brass, and titanium. EDM is extremely accurate, rough cutting accuracy is ±0.04 mm, and precise cutting accuracy is ±0.002 mm. Wire EDM can cut material thickness up to 400 mm. Wire EDM leaves no burr, little HAZ, and an excellent surface finish. However, it is slow, up to 10 times slower than water jet cutting.

Wire EDM is the more accurate process and may be the best choice for applications that require extremely tight tolerances. Kerf width is small (0.2 to 0.4 mm), but cutting speed and productivity are very low. Wire EDM is limited to cutting conductive materials. [12]

5. WATER JET CUTTING

Water jet cutting is a modern non-conventional machining process that enables contour cutting a wide range of materials and thickness.

With abrasive water jet (AWJ) can be cutting stainless steel in thickness of 100 mm and aluminum in thickness of 120 mm. With AWJ is possible to cut random contours in thick, middle and thin sheets, such as very fine tabs and filigree structures.

Tolerances of ± 0.1 mm can be realized in metal cutting. Process of AWJ cutting is based on material removal from the workpiece by erosion. High speed water jet stream accelerates abrasive particles and those particles erode the material. In AWJ cutting high pressure pump via accumulator and high pressure tubing directs the pressurized water to the cutting head.

There are two types of high pressure pumps: direct drive pumps and intensifier pumps. Direct drive pumps generally are found in industrial applications with pressure to 380 MPa. The most common pumps in industrial applications are intensifier pumps. Intensifier pumps generally are found in industrial applications to 600 MPa. In cutting head abrasive is added to water jet. Cutting head consists of orifice, mixing chamber and focusing tube. Orifice is with diameter of 0.15 to 0.35 mm and made of sapphire, ruby or diamond. Focusing tube is with diameter of 0.54 to 1.1 mm, length of 50 to 100 mm, and made of tungsten carbide. Water is pressed out of the orifice in form of very thin jet at a high speed. In mixing chamber abrasive particles are added, accelerated and mixed with water jet creating abrasive water jet. Abrasive water jet is focused by a focusing tube. Focusing tube directs the abrasive water jet to cut the workpiece. Abrasive water jet cuts workpiece along the programmed contour using CNC motion system of the machine. [13]

6. SELECTION NONCONVENTIONAL TECHNOLOGY

Analytic Hierarchy Process (AHP) is a multiple criteria decision making method developed by Thomas L. Saaty (1980). It is one of the most popular analytical techniques for solution complex decision-making problems.

AHP is a practical, effective, flexible and powerful method for solving multi-criteria decision problems, handling both qualitative and quantitative data. Decision model is based on structuring the elements of the observed problem in terms of how

the alternative solutions influence decision criteria, satisfaction of which will show how much particular solution contributes to the accomplishment of the main objective of a decision problem.

AHP decomposes a decision-making problem into a system of hierarchies of goal, criteria, and alternatives. The typical problem examined by the AHP consists of a set of decision criteria. The pertinent data are derived by using a set of pair-wise comparisons.

These comparisons are used to obtain the weights of importance of the decision criteria and the relative performance measurements of the alternatives in terms of each individual decision criterion. If pairwise comparisons are not perfectly consistent, then it provides a mechanism for improving consistency.

One of the reasons to apply AHP in decision making process, is the Expert Choice software. There is no need to implement the steps of AHP manually. Software Expert Choice simplifies the implementation of the AHP's steps and automates many of its computations. Expert Choice, used to structure the decision into criteria and alternatives, measures the criteria and alternatives using pair-wise comparisons, synthesizes criteria and subjective inputs to arrive at a prioritized list of alternatives.

To select the non-conventional machining processes for contour cutting sheets, it needs first to define criteria and alternatives.

In Table 1 presented criteria (materials that can be cut, material thickness, accuracy, minimum inner radius, minimum hole diameter, kerf width, edge quality, roughness, perpendicularity deviation, heat affected zone, burr, material distortion, traverse speed, productivity, investment cost and operating cost) and alternatives (plasma cutting, laser cutting, wire EDM and water jet cutting).

Second is to apply decision method to solve selection problem. For decision method is selected Analytic Hierarchy Process (AHP) implemented in software Expert Choice as decision tool. Software Expert Choice was applied in order to select non-conventional machining process for contour cutting metal or non-metal sheets.

Work in Expert Choice is based on six steps:

- 1) problem modeling - define goal,
- 2) define criteria and alternatives,
- 3) pair-wise comparison of criteria,
- 4) pair-wise comparison of alternatives,
- 5) ranking of alternatives, and
- 6) sensitivity analysis.

Table 1. Criteria and alternatives

Criteria	Alternatives			
	Plasma cutting	Laser cutting	Wire EDM	Water jet cutting
Materials that can be cut	Elect.cond.metals	All materials	All metals	All materials
Material thickness (mm)	1-200	0.05-30	0.01-400	0.01-300
Accuracy (mm)	$\pm 0.35 \pm 3$	$\pm 0.02 \pm 1$	$\pm 0.001 \pm 0.1$	$\pm 0.02 \pm 1$
Minimum inner radius (mm)	0.5-3	0.1-0.2	0.013-0.2	0.2-0.7
Minimum hole diameter (mm)	5	0.5	0.2	0.5
Kerf width (mm)	1-6	0.2-0.4	0.025-0.4	0.3-1.5
Edge quality	Fair	Good	Excellent	Good
Roughness, Ra (μm)	1.6-200	1.6-50	0.2-12.5	1.6-50
Perpendicularity, u (mm)	0.1-3	0.02-0.5	0.001	0.02-0.5
Heat affected zone (mm)	0.25-8	0.1-2	0	0
Burr (mm)	0.2-2	0-1	0	0-1
Material distortion	Yes	Yes	Yes	No
Traverse speed	High	High	Very low	Low
Productivity	Medium	High	Very low	Medium
Investment cost ($10^3 \$$)	60-300	200-1,000	100-400	60-300
Operating cost (\$/hour)	15	20	10	30

To define model for selection needs to determine: goal (selection non-conventional processes for contour cutting sheets), criteria (materials that can be cut, material thickness, accuracy, minimum inner radius, minimum hole diameter, kerf width, edge quality, roughness, perpendicularity deviation, heat

affected zone, burr, material distortion, traverse speed, productivity, investment cost and operating cost) and alternatives (plasma cutting, laser cutting, wire EDM and water jet cutting). Goal, criteria and alternatives in Expert Choice are shown in Figure 1.

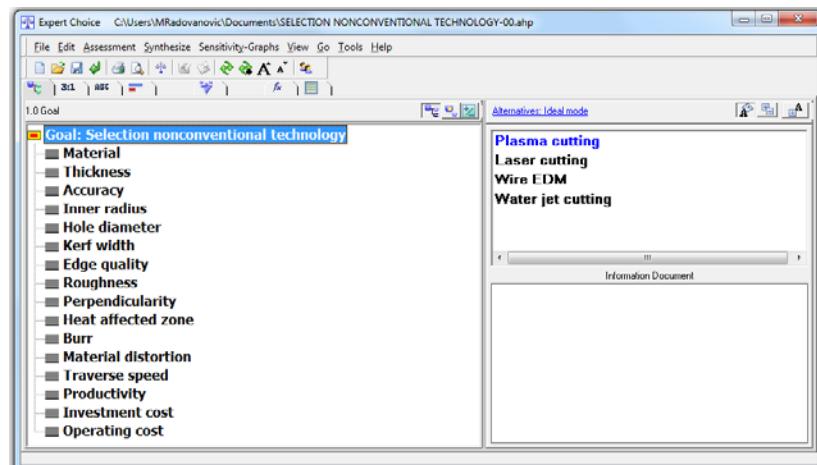


Figure 1. Goal, criteria and alternatives

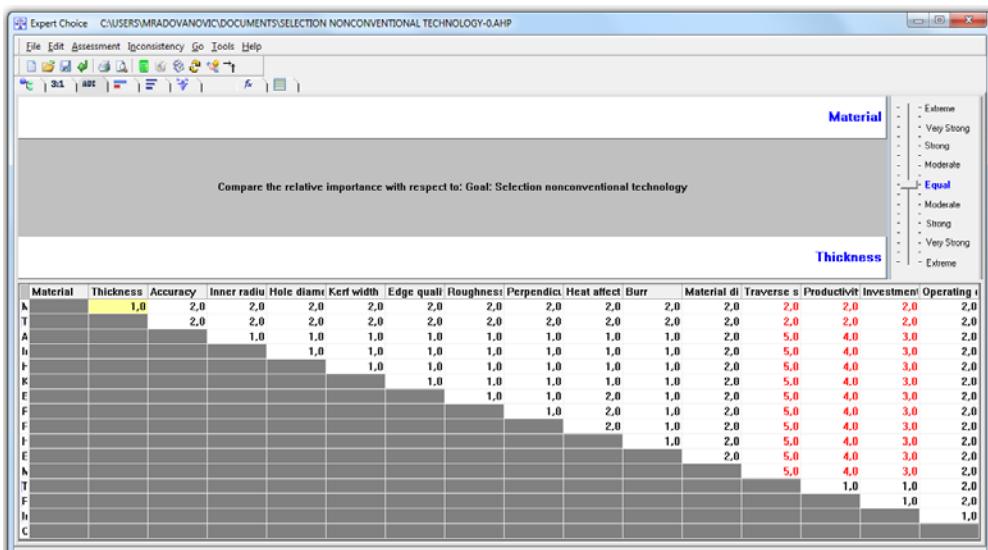


Figure 2. Pairwise comparisons of criteria

Next step is to evaluate the elements by making pairwise comparisons. Pairwise comparison of criteria with respect to the goal is shown in Figure 2.

Next are pairwise comparisons of alternatives with respect to criteria.

One of the pairwise comparison of alternatives, by example Plasma cutting versus Laser cutting with respect to investment cost is shown in Figure 3.

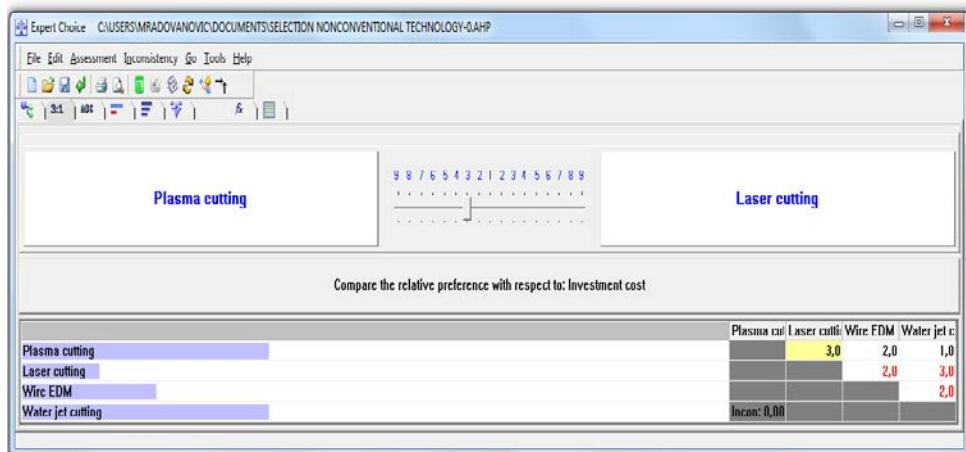


Figure 3. Pairwise comparison of alternatives Plasma cutting and Laser cutting with respect to investment cost

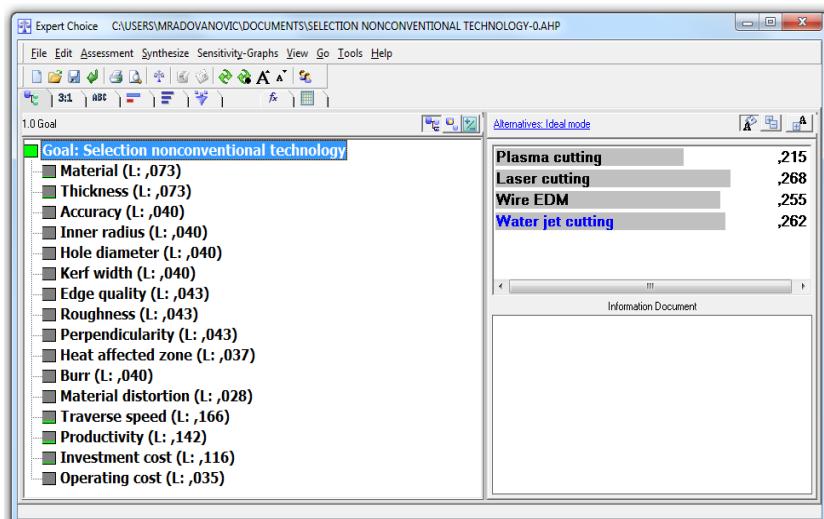


Figure 4. Results of the pairwise comparisons

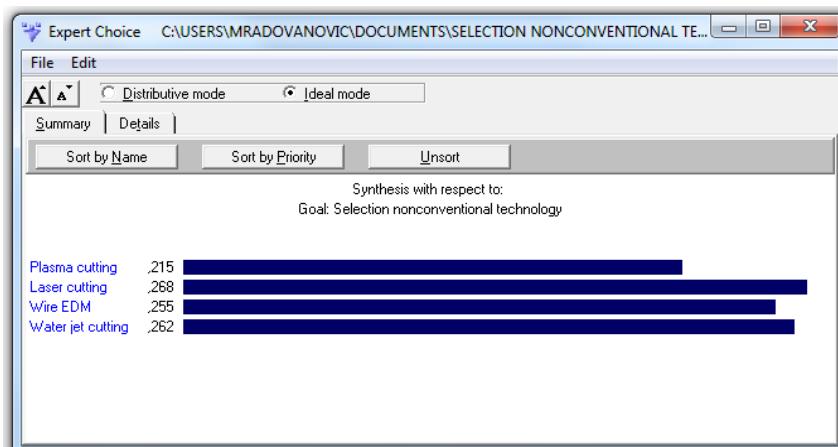


Figure 5. Ranking of alternatives

Expert Choice calculates the weights according to the AHP methodology.

Figure 4 shows results of the pairwise comparisons, weights of criteria and alternatives.

Figure 5 shows the ranking of alternatives with respect to goal. Inconsistency coefficients are CR=0.00-0.03.

Expert Choice solver suggests the laser cutting as the first choice for the given problem of selection, the second choice is the water jet cutting, next is the wire EDM and the last is plasma cutting. Inconsistency coefficients are CR=0.00-0.03. Inconsistency coefficients are CR<0.10, it means that pairwise comparisons and synthesis with respect to goal is correct.

The last step of the decision process is the sensitivity analysis. Sensitivity analysis is performed with an interactive graphical interface. Sensitivity graphs were used to test the possible changes in the decision process. There are five different sensitivity graphical modes of Expert Choice: Performance, Dynamic, Gradient, Head-to-head and 2D.

Sensitivity graphs provides a different viewpoint to sensitivity analysis. Under any of these five modes, it can easily manipulate criteria priorities and immediately see the impact of the change over the result.

Sensitivity graph Performance is shown in Figure 6. In sensitivity graph Performance, criteria can be read on the bottom side of the graph. Rectangles located above the names of criteria represent the weight of criteria that can be read from the left side of the graph. Points on the fractional parts of the alternative line represent weight of alternative for criteria. Weight of alternative for each criteria can be read on the right side of the graph. Overall ranking of alternatives can see on the right side of the graph.

Changing the weights of criteria in sensitivity graph Performance can see effect of criteria on overall ranking of alternative.

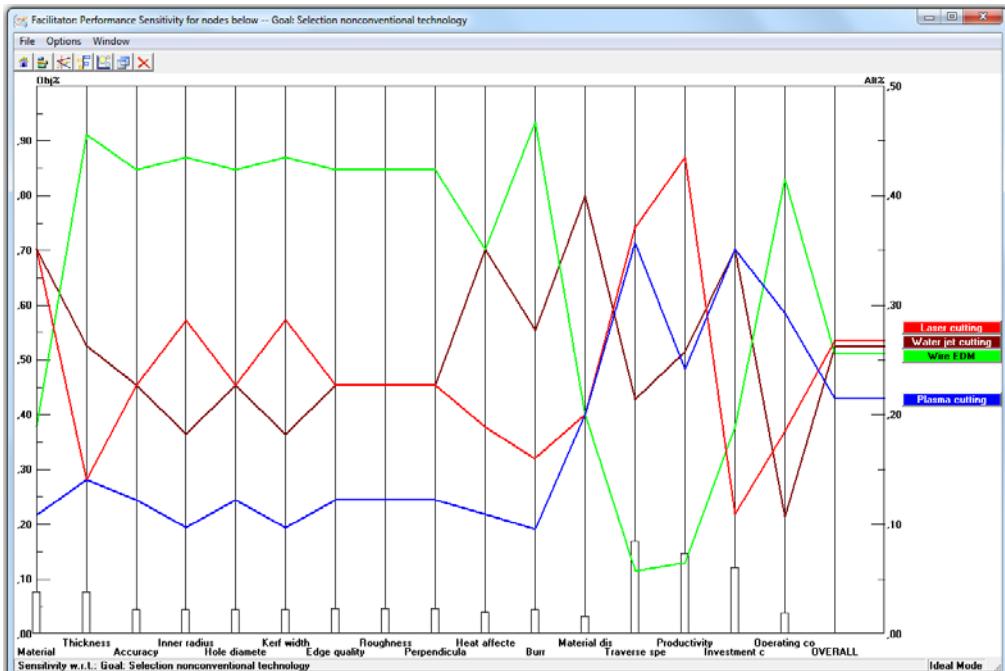


Figure 6. Sensitivity graph Performance

Sensitivity graph Dynamic, Figure 7, shows a chart on which is displayed ranked alternatives and impact on the defined set of criteria.

Applying graphs Performance and Dynamic it is possible to readjust the pair-wise values to test the sensitivity of the data.

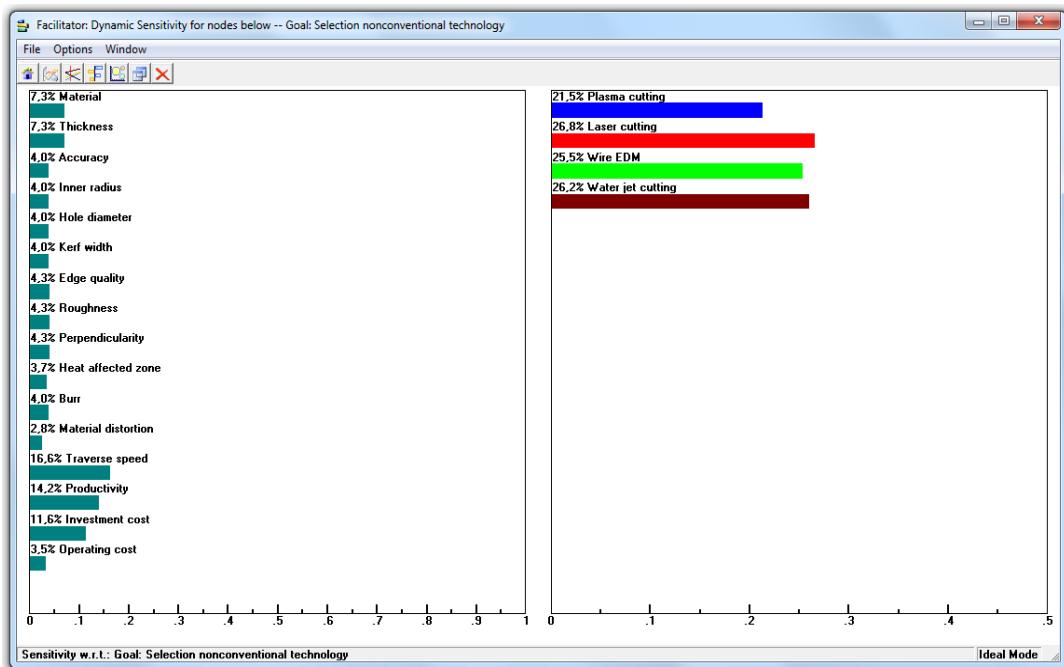


Figure 7. Sensitivity graph Dynamic

Sensitivity graph Gradient, Figure 8, enables to analyze the impact of each criterion individually to a final solution.

The red vertical line indicates the assessment which is expressed by a particular alternative according to criteria.

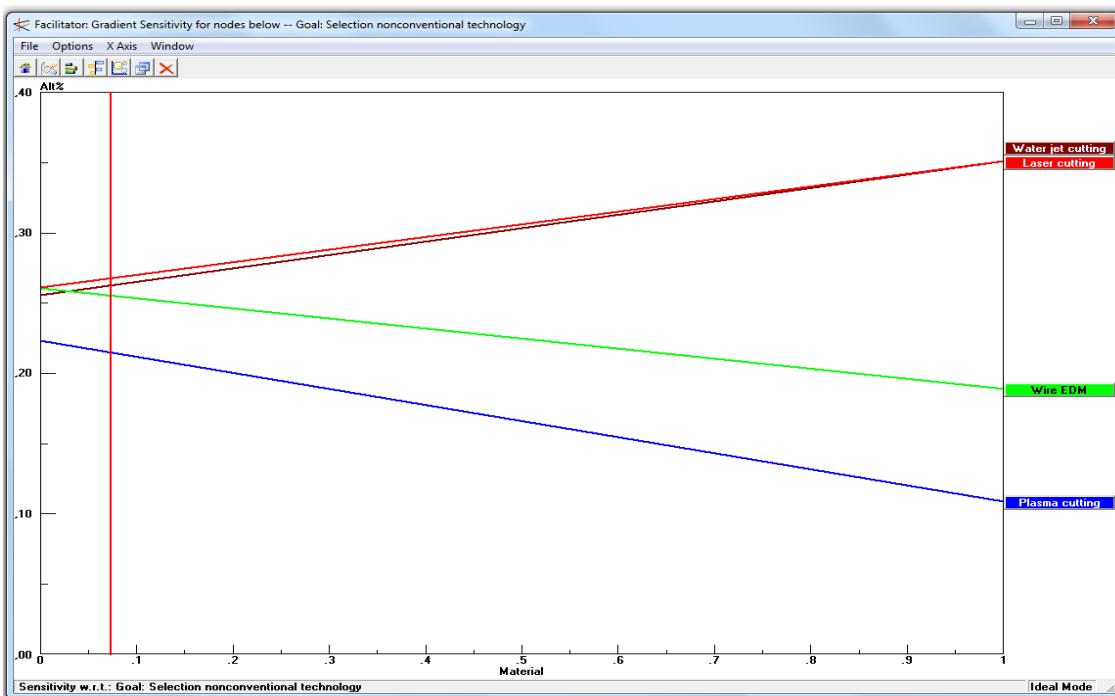


Figure 8. Sensitivity graph Gradient

Sensitivity graph Head-to-head, Figure 9, allows a direct comparison between the two alternatives in respect of all the entered criteria, as well as the

primary goal. If one alternative is better than another that can directly read on graphics, watching respective bar lines.

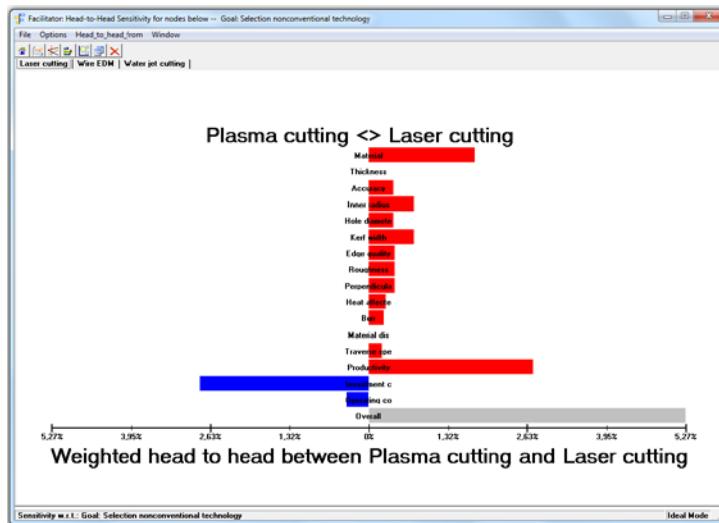


Figure 9. Sensitivity graph Head to head

Sensitivity graph 2D (two dimensional) is shown in Figure 10. The area of the 2D plot is divided into quadrants.

The most favorable alternative with respect to the objectives on the two axes will be shown in the right quadrants. The least favorable alternatives will be shown in the left quadrants.

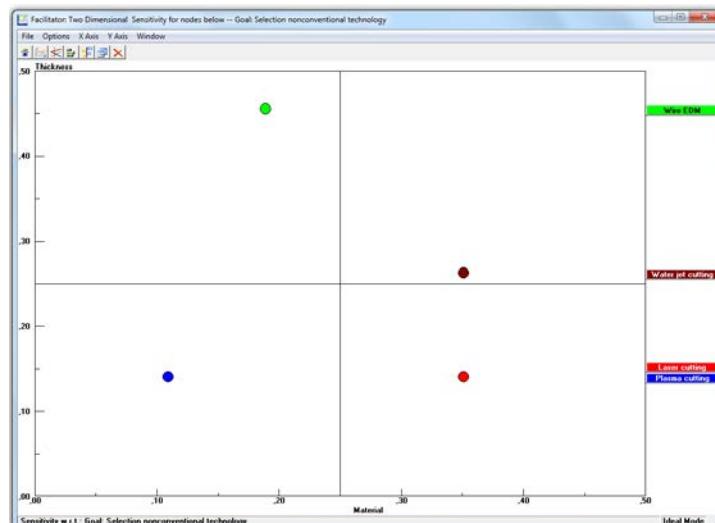


Figure 10. Sensitivity graph 2D

CONCLUSION

Many machining processes apply for contour cutting sheets. There are some non-conventional machining processes more useful for contour cutting sheets such as: plasma cutting, laser cutting, wire EDM and water jet cutting.

Multiple criteria decision making methods are simple and effective tools for solving complex decision making, especially selection problems. Selection of non-conventional machining processes for contour cutting sheets was realized using software Expert Choice, based on the Analytic Hierarchy Process.

Expert Choice solver suggests the laser cutting as the first choice for the given problem of selection, second is the water jet cutting, next is the wire EDM and the last is plasma cutting.

ACKNOWLEDGEMENT

The paper is a result of the technological project TR35034 which is supported by the Ministry of Education, Science and Technological Development of the Republic of Serbia.

REFERENCES

- [1] Chakladar N., Chakraborty S., *A combined TOPSIS-AHP-method-based approach for non-traditional machining process selection*, Proc. IMechE, Part B: J. Eng Manuf 2008, 222: 1613-1623.
- [2] Kumar R., *An investigation into the process selection in non-traditional machining (NTM) processes for optimization of process parameters*, Int J Adv Eng Tech Man & App Science, 2016, Vol. 3, Issue 1, 104-115.
- [3] Chakraborty S., Dey S., *QFD-based expert system for non-traditional machining processes selection*, Exp Syst Appl 2007;32 (4):1208–17.
- [4] Yurdakul M., Cogun C., *Development of a multi-attribute selection procedure for non-traditional machining processes*, Proc IMechE, Part B: J Eng Manuf 2003, 217(7): 993–1009.
- [5] Sugumaran V., Muralidharan V., Hegde B., Teja R., *Intelligent process selection for NTM –a neural network approach*, Int J Ind Eng Res & Development, 2010; 1(1): 87-96.
- [6] Roy M., Ray A., Pradhan B., *Non-traditional machining process selection using integrated fuzzy AHP and QFD techniques: a customer perspective*. Prod & Manuf Res 2014, 2(1): 530-49.
- [7] Madic M., Petkovic D., Radovanovic M., *Selection of non-conventional machining processes using the OCRA method*, Serbian Journal of Management, 2015, Vol. 10, No. 1, 61-73.
- [8] Madic M., Radovanovic M., *Ranking of some most commonly used non-traditional machining processes using ROV and Critic methods*, UPB Sci. Bull., 2015, Vol. 77, Iss. 2, 193-204.
- [9] Radovanovic M., *Comparison of advanced machining processes for contour cutting of plate*, International Conference "Computing and Solutions in Manufacturing Engineering CoSME '04", Brasov, Romania, 2004, 437-442
- [10] Radovanovic M., *Plasma Cutting of Metals*, 7th International Conference on Accomplishments of Electrical and Mechanical Industries - DEMI 2005, Banjaluka, Bosna and Hercegovina, 2005, 165-170
- [11] Radovanovic M., *Laser Cutting of Metals*, 2nd International Conference "Research and development in mechanical industry-RaDMI 2002", Vrnjacka Banja, Serbia, 2002, 334-339
- [12] Rodic D., Gostimirovic M., Kovac P., Radovanovic M., Savkovic B., *Comparison of fuzzy logic and neural network for modelling surface roughness in EDM*, International Journal of Recent Advances in Mechanical Engineering (IJMECH), 2014, Vol. 3, No. 3, 69-78
- [13] Radovanovic M., *Abrasive Water Jet Machining*, Seventh International Scientific Conference "Smolyan-2005", Smolyan, Bulgaria, 2005, 229-234
- [14] Radovanovic M., *Inserts selection for turning Inconel 718 with high-pressure cooling using AHP method*, The 3rd International Conference Mechanical Engineering in XXI Century, Nis, Serbia, 2015, 345-350
- [15] Madic M., Nedic B., Radovanovic M., *Business and engineering decision making by using multi-criteria decision making methods*, University of Kragujevac, 2015
- [16] Madic M., Antucheviciene J., Radovanovic M., Petkovic D., *Determination of manufacturing process conditions by using MCDM methods: application in laser cutting*, Engineering-Economics, 2016, Vol. 27, No. 2, 144-150.

STUDIU PRIVIND TRAGEREA COTURILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN / STUDY CONCERNING THE PIPE BENDS TECHNOLOGICAL DRAWING OVER THE MANDREL

Sima Teodor

POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest, România, tsima55@yahoo.com

REZUMAT

În lucrare se prezintă tehnologia de fabricare a coturilor prin tragerea țevilor pe dorn și stabilirea geometriei dornului. Este studiată problema curbării țevilor și posibilitățile de soluționare legate de problemele tehnologice dificile necesare a fi rezolvate.

ABSTRACT

The paper presents the bends manufacturing technology by pipes dragging on mandrel and the determination of mandrel geometry. It is considered the problem of pipes curving and the possibilities to solve the technological issues in the area.

KEYWORDS: plastic deformation, drawing mandrel, hardening, bending, radius of curvature.

CUVINTE CHEIE: deformare plastică, tragere pe dorn, ecrusare, curbare, rază de curbură.

1. INTRODUCERE

În construcția sistemelor de conducte, a serpentinelor, a fittingurilor etc., problema curbării țevilor ocupă un loc important, iar soluționarea ei ridică unele probleme tehnologice dificile.

Coturile au drept scop micșorarea gabaritului instalației, precum și acela de îmbunătățire a regimului de curgere a fluidului ce-l străbate. Domeniile de utilizare a coturilor sunt dintre cele mai diverse, începând de la instalații de apă potabilă și terminând cu instalații chimice.

2. TRAGEREA PE DORN

Prin această metodă se pot executa coturi la diferite unghiuri, din țevi cu diametrul $d_m \leq 1000$ mm și se asigură o productivitate și precizie ridicate (abateri minime de la grosimea de perete a curbelor). Drept semifabricat se folosesc țevi. Cotul se execută folosind presă hidraulică, prin împingere la cald peste un dorn curbat.

În prima fază semifabricatul intră pe partea posterioară a dornului și se deplasează spre porțiunea în care începe creșterea diametrului dornului, adică în zona în care începe deformația.

A doua fază este cea principală, țeava curbându-se după forma dornului. Pe partea convexă ea își păstrează lungimea (axa neutră a încovoierii).

Pe partea concavă țeava suportă datorită încovoierii o contracție longitudinală și o întindere în secțiune adică perpendicular pe direcția primei deformații. Țeava se îndoiește de-a lungul axei dornului și se întinde perpendicular pe această axă.

A treia fază este calibrarea cotului pe diametru, în această porțiune dornul având diametrul constant.

Lungimea acestei zone, în funcție de diametrul (dornului) cotului este de 40 – 100 mm. Această ultimă fază se termină prin ieșirea cotului de pe dorn.

După obținerea formei dorite piesa se supune unui tratament termic de optimizare a structurii, iar capetele se prelucreză la mașini unelte. După realizarea coturilor pe lîngă controlul dimensional se fac și probe hidraulice.

Diametrul de intrare al dornului este egal cu diametrul interior di, al semifabricatului, iar cel de ieșire cu diametrul interior al cotului (figura 1).

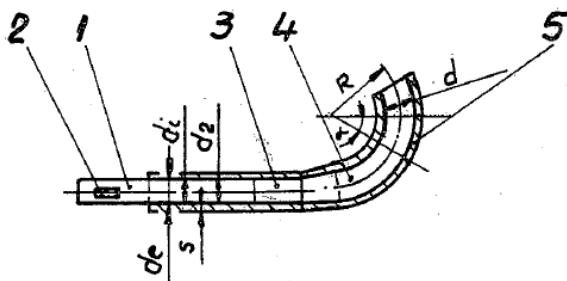


Figura 1: Dorn pentru tragerea coturilor:

- 1 – bară de ghidare;
- 2 – partea de fixare;
- 3 – conul intermediar;
- 4 – parte intermediară (de trecere);
- 5 – partea de calibrare [1].

Dornurile sunt executate din oțel inoxidabil datorită regimului de temperaturi la care se lucrează și ele pot avea diferite forme constructive.

Pentru explicarea procesului de tragere se consideră un element de țeavă dl , diametrul exterior d , și grosimea peretelui s , curbat cu raza R , în așa fel încât lungimea fibrei exterioare și grosimea peretelui țevii să nu se modifice (figura 2).

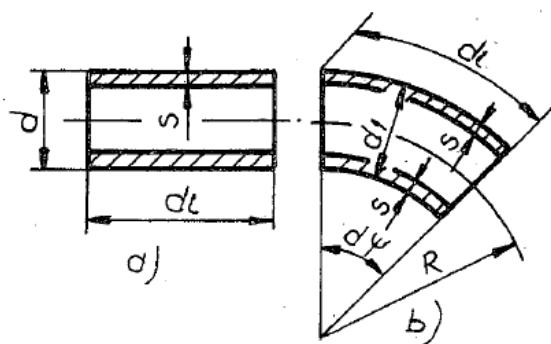


Figura 2: Deformarea pe dorn a unui element de țeavă:

- a – element de țeavă înainte de curbare;
- b – după curbare.

Volumul inițial al elementului de țeavă (necurbat) este:

$$dV = \pi \cdot (d - s) \cdot s \cdot dl. \quad (1)$$

După curbare, volumul se exprimă:

$$dV = \pi \cdot (d - s) \cdot s \cdot R \cdot d\Psi, \quad (2)$$

iar

$$dl = \left(R + \frac{d}{2} \right) \cdot d\Psi \quad (3)$$

unde:

$$dl = \left(\frac{2}{2R + d} \right) \cdot dl. \quad (4)$$

Prin introducerea expresiei lui $d\Psi$ în relația (2.3), se obține:

$$dV_1 = \pi \cdot (d - s) \cdot s \cdot R \cdot \frac{2}{2R + d} \cdot dl. \quad (5)$$

Variația volumului elementului de țeavă este:

$$\begin{aligned} \delta \cdot dV &= dV - dV_1 = \\ &= \pi \cdot (d - s) \cdot s \cdot R \cdot \left(1 - \frac{2R}{2R + d} \right) \cdot dl \end{aligned} \quad (6)$$

unde s-au utilizat relațiile (2) și (5).

Deformația volumică relativă va fi:

$$\frac{\delta dV}{dV} = \left(1 - \frac{2R}{2R + d} \right) \cdot 100 \% \quad [\%]$$

adică este funcție de raza de curbură și de diametrul țevii.

În mod practic trebuie ca la tragerea coturilor, țeava să se deformeze astfel încât păstrând constant lungimea fibrei exterioare a curburii, materialul în exces să nu producă îngroșarea peretelui. Aceasta e posibil numai dacă diametrul inițial d , va crește la diametrul d_1 după curbare.

Relația (1) va rămâne neschimbată, iar în relația (2) se introduce d_1 în locul lui d . Cu utilizarea relației (4) se obține:

$$\pi \cdot (d - s) \cdot s \cdot \left(R + \frac{d_1}{2} \right) \cdot d\Psi = \pi \cdot (d_1 - s) \cdot s \cdot R \cdot d\Psi$$

de unde urmează:

$$d_1 = \frac{2R}{2R - (d - s)} \cdot d \quad (7)$$

În cazul piesei cu perete subțire $s \ll s$, astfel încât se poate scrie:

$$d_1 \cong \left(\frac{2R}{2R - d} \right) \cdot d. \quad (8)$$

La raza de curbură dată și la diametrul final d_1 , necunoscut, diametrul de la care trebuie plecat este:

$$d = \left(1 - \frac{d_1 - s}{2R + d_1} \right) \cdot d_1. \quad (9)$$

Dacă în timpul tragerii, lungimea fibrei exterioare se modifică, grosimea peretelui la partea exterioară va fi diferită de grosimea peretelui la partea interioară a curburii. Pentru conducerea țevii, partea de trecere a dornului este curbată. Curbarea acestei părți se execută după o parabolă, hiperbolă, clotoidă etc.

Curbarea după clotoidă rezolvă cazul practic pentru formarea părții de trecere în condițiile fluxului continuu de material (țeavă) cu păstrarea constantă a grosimii peretelui. Lungimea acestei porțiuni este între 40 – 100 mm în funcție de raza de curbură.

Zona de formare a coturilor prin tragere pe dorn este redată în figura 3. Pentru evitarea supraîncălzirii dornului de trecere, acesta are formă tubulară, iar în

interiorul său se introduce o ţeavă prin care intră apa de răcire.

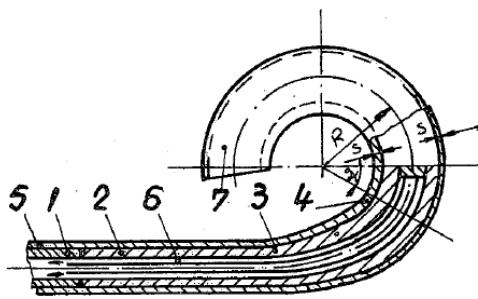


Figura 3: Ansamblul ţeavă – dorn pentru tragerea la cald a coturilor:

- 1 – bară de tragere;
- 2 – zona conică de trecere;
- 3 – zona curbată de trecere;
- 4 – zona de calibrare;
- 5 – ţeava de curbat;
- 6 – conductă de răcire;
- 7 – cot.

Procedeul prin tragere pe dorn prezintă dezavantajul că nu se pot realiza coturi îndoite în plane diferite. De asemenea acest procedeu nu se poate aplica pentru ţevile sudate, datorită deformării pereților ţevii în planul transversal ceea ce duce la apariția de fisuri în zona de influență termică sau în cordonul de sudură.

3. STUDIUL GEOMETRIEI DORNULUI

Fabricarea coturilor prin tragerea ţevilor pe dorn este cel mai răspândit procedeu. Dornul folosit pentru tragere este prezentat în figura 1. Partea de ghidare a dornului are diametrul cu 2 ... 4 mm mai mic decât diametrul interior al ţevii (d_1).

Elementul de ţeavă din figura 4 se dilată la diametrul interior d_x , peretele rămâne constant și lungimea fibrei exterioare dl se schimbă la raza exteroară de curbură în timpul tragerii. Elementul de ţeavă are dimensiunile d și dl .

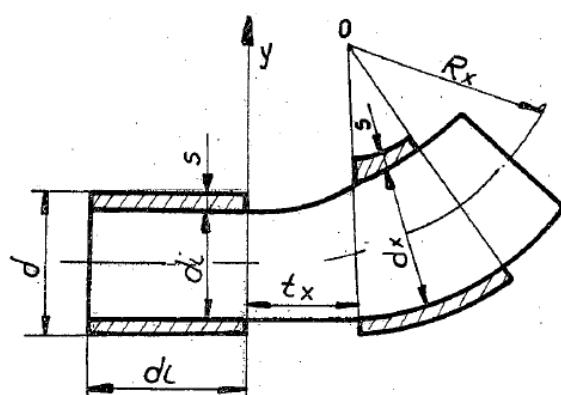


Figura 4: La studiul deformării ţevii.

Este valabilă egalizarea volumelor:

$$\pi(dl + s) \cdot s \cdot dl = \pi(dx + s) s (Rx + \frac{dl}{2}) \frac{dl}{Rx} \quad (10)$$

Prin transformarea ecuației de deformare se obține:

$$\frac{dl + dx}{dx(dx + s)} = \frac{2Rx + dl}{2Rx} \quad (11)$$

Raza de curbură va fi:

$$Rx = \frac{dx(dx + s)}{2(dl - dx)} \quad (12)$$

Neglijând grosimea peretelui și știind că:

$$dx = dl + k \cdot l_x, \quad (13)$$

unde k este grosimea relativă a peretelui ţevii.

Raza de curbură devine:

$$Rx = -\frac{dx^2}{2k \cdot l_x} \quad (14)$$

$R_x = f(l_x)$ este expresia clotoidei.

Pentru calculul efectiv de proiectare a dornului se iau în considerare următoarele elemente (figura 5).

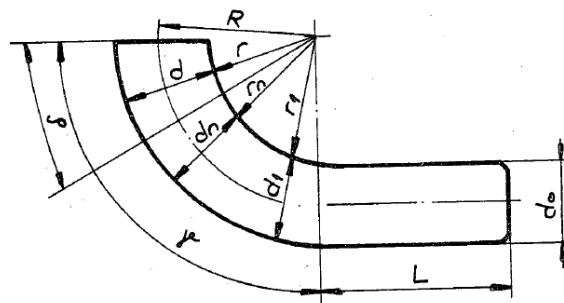


Figura 5: Elementele geometrice pentru calculul dornului [2].

- unghiul γ care se alege de 90° ;

Pe această porțiune se produce largirea, curbarea și calibrarea în timpul formării cotului.

- unghiul ρ se alege între $25 \dots 45^\circ$.

Pe această porțiune se produce calibrarea cotului, la raza R , corespunzător formei finale.

Pentru realizarea dornului trebuie să se aibă în vedere relația:

$$r + \frac{d}{2} = R ;$$

- pe porțiune $\gamma - \rho$, diametrul dornului și raza curburii trebuie să îndeplinească pe lângă relația anterioară și relația:

$$r_1 > r_2 > r_3 > \dots > r_n = r$$

$$d_1 > d_2 > d_3 > \dots > d_n = d$$

și

$$r_1 + d_1 = r_2 + d_2 = r_3 + d_3 = \dots = r_n + d_n = R + \frac{d}{2}$$

- diametrul porțiunii drepte a dornului, d_0 , se alege cu 2 ... 4 mm mai mic ca diametrul țevii.

Un calcul al razelor succesive de curbură este prezentat în continuare (figura 6).

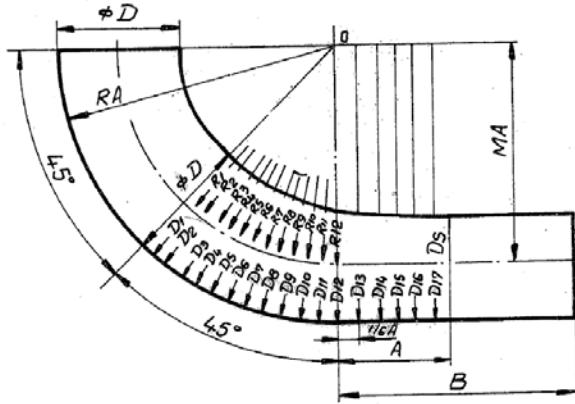


Figura 6: Pentru calculul razelor succesive de curbură.

$$RA = R + \frac{D_{\phi}}{2} = MA + R + \frac{D_s}{2} = \text{const}$$

$$R_1 = R + 0,010 \cdot (MA - R)$$

$$R_2 = R + 0,022 \cdot (MA - R)$$

$$R_3 = R + 0,040 \cdot (MA - R)$$

$$R_4 = R + 0,073 \cdot (MA - R)$$

$$R_5 = R + 0,110 \cdot (MA - R)$$

$$R_6 = R + 0,153 \cdot (MA - R)$$

$$R_7 = R + 0,205 \cdot (MA - R)$$

$$R_8 = R + 0,262 \cdot (MA - R)$$

$$R_9 = R + 0,327 \cdot (MA - R)$$

$$R_{10} = R + 0,404 \cdot (MA - R)$$

$$R_{11} = R + 0,486 \cdot (MA - R)$$

$$R_{12} = R + 0,579 \cdot (MA - R)$$

$$R_{13} = R + 0,615 \cdot (MA - R)$$

$$R_{14} = R + 0,820 \cdot (MA - R)$$

$$R_{15} = R + 0,895 \cdot (MA - R)$$

$$R_{16} = R + 0,950 \cdot (MA - R)$$

$$R_{17} = R + 0,982 \cdot (MA - R)$$

În practică rezultate bune a dat geometria prezentată în figura 7.

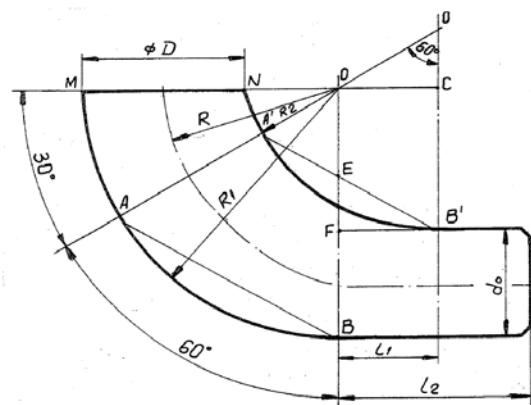


Figura 7: Dorn pentru tragerea coturilor.

Triunghiurile: $\Delta O'A'B' \sim \Delta OAB$;

$\Delta OO'C \sim \Delta EFB'$;

Raza exterioară R_1 este aceeași pe porțiunea MB.

Raza interioară: - R_2 este aceeași pe intervalul NA'

- R_3 este aceeași pe intervalul A'B'

$$\text{Raza cotului: } R = R_1 - \frac{D_{\phi}}{2}$$

Dornurile se execută din oțel inoxidabil, datorită regimului de temperatură la care lucrează.

În cazul tragerii unor țevi cu pereti mai groși ($k > 0,05 \dots 0,07$) din oțeluri carbon și austenitice, apar dificultăți din cauza durabilității reduse a dornului.

În astfel de cazuri se recomandă folosirea unor dornuri mai scurte cu conicitate mai mică, ca cel prezentat în figura 8.

Acstea dornuri sunt executate din oțeluri refractare inoxidabile ca de exemplu oțeluri cu compoziția: 0,4%C; 25%Cr; 20%Ni; 2%Si; 3%Mn; 2%Mo; 0,5%Nb.

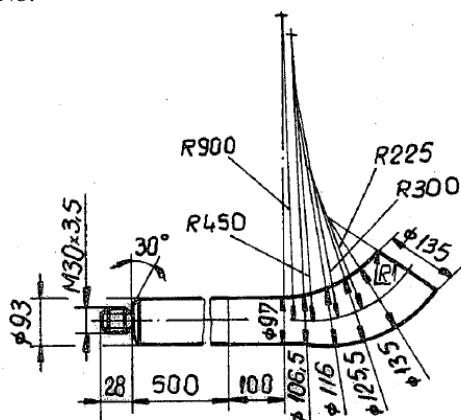


Figura 8: Dorn scurt pentru tragerea coturilor.

CONCLUZII

- mărimea deformațiilor, la solicitare dată, depinde de comportarea materialului semifabricatului;
- se admite o subțiere a peretelui cu 12 % din grosimea nominală s. De asemenea se acceptă o îngroșare cu 15 % din grosimea nominală;
- de geometria corectă a dornului depinde, în cea mai mare parte, reușita proiectului.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. **Rășeev, D.D., Oprean, I.D.**, “*Tehnologia fabricării și reparării utilajului tehnologic*”, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1983.
- [2]. **Grecu, H.**, “*Tehnologia îndoirii ţevilor și profilurilor*”, Editura Tehnică, București, 1977.

STUDIUL PROCESELOR DE DEFORMARE ȘI CURGERE A MATERIALULUI LA TRAGEREA COTURIILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN / MATERIAL DEFORMATION AND FLOW PROCESSES STUDY FOR MANDREL DRAWING OF PIPE BENDS

Sima Teodor

Politehnica University of Bucharest, Bucharest, Romania, tsima55@yahoo.com

REZUMAT

În lucrare se prezintă aspecte legate de prelucrarea metalelor prin deformare plastică, stabilirea temperaturii de încălzire la tragerea coturilor din țeavă pe dorn, analiza modificărilor structurale la tragerea coturilor pe dorn și viteza de tragere.

Concluzii referitoare la unele aspecte specifice tragerii pe dorn pentru cotul Ø89 x 6 mm la 90° din P235 GH și pentru cotul Ø89 x 6 mm la 90° din X6CrNiTi l8 – 10.

ABSTRACT

The paper presents aspects of metal processing by plastic deformation, the setting of heating temperature, analysis of structural changes and drawing speed in the mandrel drawing of pipe bends. There are presented conclusions concerning specific aspects of mandrel drawing for Ø89 x 6 mm bend at 90° from P235 GH and for Ø89 x 6 mm bend at 90° from X6CrNiTi l8 – 10.

KEYWORDS: plastic deformation, recrystallization temperature, drawing mandrel, hardening, drawing speed.

CUVINTE CHEIE: deformare plastică, temperatură de recristalizare, tragere pe dorn, ecrusare, viteză de tragere.

1. PRELUCRAREA METALELOR PRIN DEFORMARE PLASTICĂ

Prelucrarea metalelor prin deformare plastică la cald este un procedeu foarte complex în care se îmbină fenomene de căldură, rezistență materialelor, metalurgie, fizică, chimie, geometrie, etc.

La baza prelucrării prin deformare plastică a metalelor și aliajelor stă proprietatea de plasticitate, care definește capacitatea acestora de a căpăta deformații permanente sub acțiunea unor forțe exterioare.

La prelucrarea prin deformare plastică, modificarea formei unui semifabricat se face prin redistribuirea volumelor sale elementare sub acțiunea forțelor exterioare, prin urmare exceptând unele pierderi inevitabile, datorită imperfecțiunii utilajelor, prelucrarea are loc fără îndepărțare de material.

Prelucrarea prin deformare plastică prezintă o serie de avantaje:

- obținerea unor proprietăți mecanice mai bune datorită unei structuri mai omogene și mai fine;
- consum minim de material;
- productivitate ridicată;
- obținerea unei game foarte largi de piese cu configurații simple sau complexe cu un număr minim de operații;
- obținerea unei precizii ridicate cu volum de muncă mai mic.

2. ÎNCĂLZIREA METALELOR ÎN VEDEREA PRELUCRĂRII PRIN DEFORMARE PLASTICĂ LA CALD

Are o mare importanță deoarece calitatea pieselor realizate depinde în mare măsură de alegerea unui regim corect de încălzire.

Alegerea zonei de încălzire a unui aliaj se face pe baza diagramelor de echilibru (figura 1.)

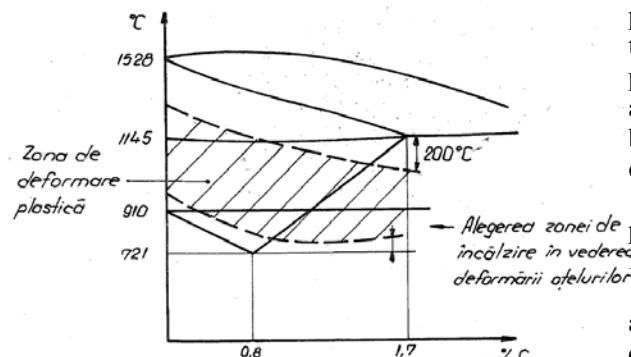


Figura 1: Diagrama de echilibru a unui aliaj.

Prin încălzirea unui oțel în vederea deformării plastice se realizează o modificare a structurii. Dacă la temperatura ambientă un oțel eutectic are structură perlitică, prin încălzire, se obține o structură austenitică, structură care are o plasticitate foarte bună, ceea ce în cazul deformării plastice la cald este esențial.

Transformarea perlitei în austenită este de fapt un proces de recristalizare, ce are loc cu schimbare de fază.

Aceasta se realizează prin difuzia carbonului, adică prin deplasarea atomilor de carbon pe distanțe considerabile.

Diagrama de transformare a perlitei în austenită este prezentată în diagrama din figura 2.

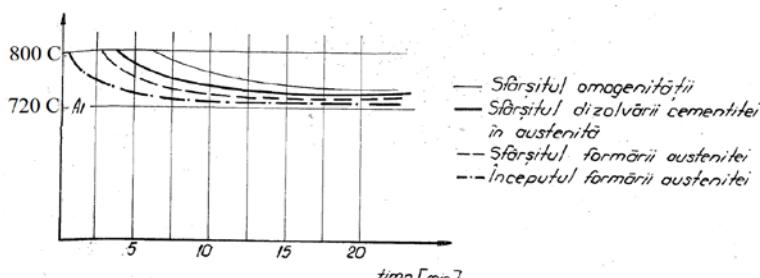


Figura 2: Diagrama de transformare a perlitei în austenită.

Diagrama arată că pe măsura creșterii temperaturii de încălzire, durata scade.

Creșterea temperaturii după ce transformarea austenitică s-a încheiat sau menținerea îndelungată a pieselor la temperatură ridicată conduce la fenomene de creștere a grăunților de austenită, supraîncălziri și arderi de material, toate cu efect negativ asupra calității materialului.

Pentru stabilirea condițiilor în care trebuie încălziat materialul în vederea deformării plastice la cald este necesar să se cunoască mai întâi factorii care influențează procesul deformării la cald, ceea ce determină desfășurarea regimului termic al încălzirii.

Condițiile în care au loc toate fenomenele legate de încălzire, deformare și răcire sunt variabile, ceea ce conduce la un număr infinit de combinații posibile de calități ale procesului de transformare exterioară și structurală a metalului.

Principalii factori care influențează procesul de încălzire sunt:

- compozitia chimică inițială a aliajului care determină comportarea piesei în cursul etapelor procesului de încălzire și deformare. Astfel, încălzirea înaintea deformării produce reducerea rezistenței la deformare și mărirea plasticității în funcție de conținutul de carbon și de elementele de aliere. În cursul deformării cu aceeași viteza, gradul de deformare sau temperatura procesului decurge diferit, în funcție de compoziția aliajului.

- viteza cu care crește temperatura în timpul încălzirii produce mărimi diferite ale grăuntelui din structura sa.
- geometria piesei înainte și după deformare. Astfel în faza de încălzire grosimea semifabricatului determină desfășurarea fenomenului de transfer al căldurii sau egalizarea temperaturii, iar în faza de deformare geometria determină gradul de deformare împreună cu cursa de deplasare a sculei.
- timpul - ca parametru variabil determină calități diferite ale încălzirii, deformării propriu-zise sau ale etapei de răcire.

Din enumerarea factorilor de mai sus se poate observa că în cursul întregului regim de deformare la cald există unii parametri asupra căror nu se poate acționa din exterior, după dorință, ca temperatura, compoziția chimică inițială, geometria piesei și timpul.

Factorii interni care nu pot fi percepăți sau măsurăți decât, eventual, cu metode special sunt: mărimea grăuntelui, rezistența la deformare, plasticitatea la cald, repartiția temperaturilor în piesă. Stăpânirea a cât mai multe din variabilele procesului permite obținerea rezultatelor optime urmărite, care, în final se concretizează prin produse de bună calitate și rentabilitate maximă.

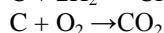
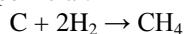
Încălzirea semifabricatelor trebuie să asigure:

- o temperatură cât mai uniformă pe secțiunea piesei și pe lungime;

- decarbure și oxidare minimă a stratului superficial și pierderi minime de material sub formă de arderi;
- viteză maximă de încălzire cu consum minim de energie;
- respectarea regimului de temperatură excluzând supraîncălzirea și arderea materialului.

În timpul încălzirii piesa se află într-o încăpere mai mult sau mai puțin izolată față de exterior și în contact direct cu mediul încăperii, fiind supusă acțiunii chimice a gazelor provenite direct din ardere, fie de la aerul din cuptor. Această acțiune se intensifică odată cu creșterea temperaturii și este în general de oxidare ca urmare a oxigenului, asupra metalului:

$2\text{Fe} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{FeO}$, formând un strat de oxid la suprafața piesei și de decarbure care constă în eliminarea sau arderea carbonului în stratul superficial:



având ca urmare reducerea rezistenței stratului exterior.

Studiindu-se interacțiunea dintre gazele ce se găsesc în atmosfera cuptorului, echilibrul lor și acțiunea lor asupra metalului se pot stabili unele compozitii gazoase, în care reacțiile de oxidare-reducere și carburare-decarburare sunt în echilibru și practic atmosfera nu acționează asupra metalului. Aceste atmosfere poartă denumirea de atmosfere neutre, respectiv controlate, putând fi reducătoare sau ușor carburante pentru a proteja suprafața pieselor.

3. MECANISMUL DEFORMĂRII PLASTICE A OTELULUI

Deformarea plastică a unui material metalic se poate realiza în cele mai diferite condiții de temperatură de exemplu apropiate de temperatura de topire, la temperatura camerei sau la temperaturi și mai joase.

Domeniul temperaturilor se împarte în două:

- temperaturi mai joase de 0,3-0,4 din temperatura de topire;
- temperaturi mai înalte de 0,3-0,4 din temperatura de topire.

Pentru cele mai multe materiale metalice deformarea la temperatura camerei este o deformare plastică la rece.

Deformarea plastică a materialelor metalice se realizează în principal prin deplasarea unor pachete de material pe anumite plane cristaline. Acest proces se numește procesul alunecării. Planele cristaline pe care se produce alunecarea se numesc plane de alunecare, iar direcțiile de-a lungul căror alunecă pachetele de material, direcții de alunecare.

La o epruvetă cilindrică, din momentul în care tensiunea atinge limita de curgere, epruveta începe să se deformeze plastic. Începutul deformării plastice este însoțit de apariția pe suprafața epruvei a uneia sau mai multor familii de linii paralele. Prin deformare plastică s-a realizat deplasarea părții superioare a cristalului în raport cu partea lui inferioară. Generalizând se poate spune deci că unul dintre mecanismele principale prin care se realizează deformarea plastică constă în deplasări de pachete de material pe anumite plane cristaline.

Pentru un astfel de cristal procesul de alunecare este reprezentat schematic în figura 3.



Figura 3: Schema de alunecare a unui cristal.

Din această figură rezultă că prin alunecare pe suprafața epruvei apar praguri sau trepte de dimensiuni microscopice care reprezintă intersecția planelor de alunecare sau grupelor de astfel de plane cu suprafața probei. Aceste praguri se numesc linii de alunecare, la microscop apărând sub forma unor fascicule de linii paralele.

Deformarea plastică are loc întotdeauna deoarece o forță se descompune în două componente, una normală și una tangențială (figura 4).

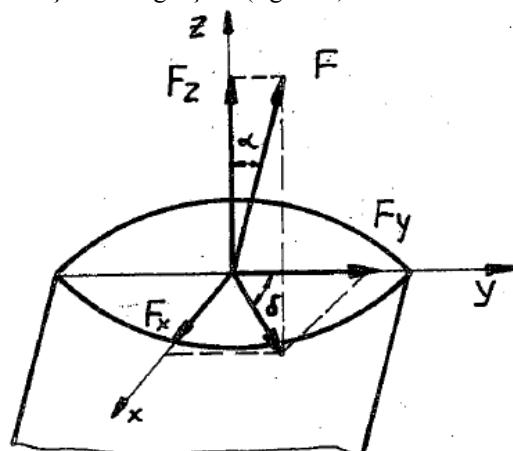


Figura 4: Schema acțiunii forței la deformarea prin tracțiune a unui monocristal [3].

Tensiunea tangențială τ este maximă pe planul care face 45° cu axa probei. Se poate presupune deci că deformarea plastică începe cu alunecări în direcția de cea mai mare pantă, deci planul care face 45° cu axa probei.

Cercetările experimentale efectuate pe microcristal au arătat însă că alunecarea nu începe întotdeauna după un plan înclinat la 45° și de-a lungul direcției de cea mai mare pantă din acest plan.

Planele de alunecare sunt plane de maximă densitate în atomi, iar direcțiile de alunecare, direcții cristalografice pe care atomii sunt așezați cel mai des; alunecarea începe pe acel plan de maximă densitate în atomi care face cel mai mic unghi cu planul înclimat la 45° față de direcția forței, iar direcția de alunecare este direcția cristalografică de mare densitate de atomi, din planul considerat care face cel mai mic unghi cu linia de cea mai mare pantă din planul de alunecare.

Trebuie subliniat însă că oricât ar crește deformarea, niciodată alunecarea nu se va produce pe toate planele de alunecare ci pe un număr foarte mic din acestea, pe circa 1% adică chiar la grade mari de deformare planele active de alunecare sunt situate unul de altul la circa 100 distanțe atomice.

4. RECRYSTALLIZAREA MATERIALELOR METALICE

Procesele dislocaționale amintite sunt influențate de temperatura la care se execută deformarea. Deformarea la cald poate fi considerată cu îmisierea totală, la care recrystallizarea se produce practic instantaneu, în procesul însuși de deformare viteza de înmisiere crește odată cu temperatura.

Prin recrystallizare se înțelege anularea efectelor deformării plastice cu implicații în modificarea microstructurii.

Deformarea la cald se execută în general la temperaturi care depășesc cu $100 - 300$ °C temperatura de recrystallizare.

Recrystallizarea influențează nu numai asupra rețelei cristaline ci și asupra formei și dimensiunile grăunților.

Temperatura de recrystallizare este:

$$T_{recr} = \alpha \cdot T_{top} \quad (1)$$

unde: $\alpha = 0,36 - 0,45$.

T_{recr} - temperatura de recrystallizare;

T_{top} - temperatura de topire.

Pentru oțeluri se consideră $\alpha = 0,4$, deci

$$\begin{aligned} T_{recr} &= 0,4 \cdot T_{top} \\ T_{recr} &= 0,4 \cdot 1538 = 615 \text{ } ^\circ\text{C}. \end{aligned} \quad (2)$$

Domeniul de temperaturi indicat este recomandat la coturi din țeavă trasă la cald deoarece acest

domeniu corespunde la viteze mici de deformare ceea ce corespunde foarte bine procesului de tragere.

După cum s-a mai spus, recrystallizarea influențează asupra dimensiunilor grăunților. Cu cât un metal a fost deformat mai mult cu atât are grăunți mai mici, are deci nevoie de o temperatură mai mică de recrystallizare.

Variata mărimii cristalelor în funcție de temperatură este prezentată în figura 5.

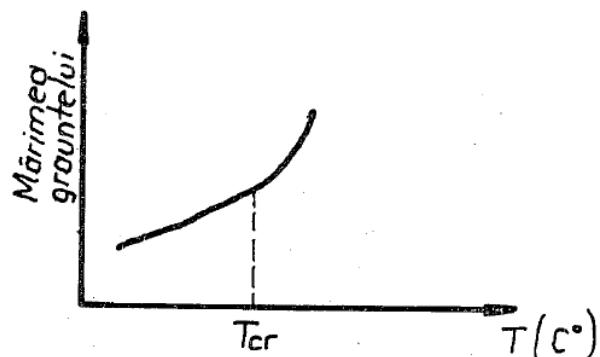


Figura 5: Variația mărimii cristalelor funcție de temperatură [3].

În general cu creșterea temperaturii peste temperatura de recrystallizare crește și plasticitatea materialului.

În cazul oțelurilor hipoeutectoide, datorită transformărilor de fază, plasticitatea suferă o variație conform figurii 6.

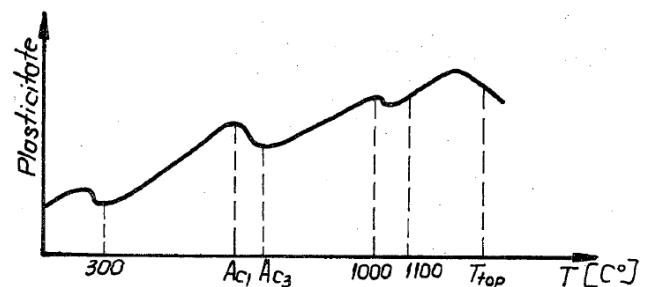


Figura 6: Variația plasticității cu temperatură.

În domeniul $Ac_1 - Ac_3$ scăderea plasticității se datorează trecerii oțelului de la faza α la faza γ , austenita la temperaturi joase având plasticitate mai redusă decât ferita la temperaturi înalte.

În domeniul $1000 - 1100$ °C ca urmare a concentrării în această zonă a impurităților alfatogene (Al, Sn) sau a formării unor eutectice în care intră compuși definiți ai unor impurități specifice oțelurilor (S, P, Pb) plasticitatea suferă o scădere ceva mai redusă. Maximum de plasticitate se înregistrează în jur de 1250°C , creșterea temperaturii în continuare provocând o scădere a plasticității.

5. STABILIREA TEMPERATURII DE ÎNCĂLZIRE LA TRAGEREA COTURIILOR DIN ȚEAVĂ PE DORN

Având în vedere viteza de deformare mică, în cazul tragerii pe dorn, practic temperatura de început și de sfârșit de deformare pentru oțeluri va fi în funcție de conținutul de carbon (figura 7).

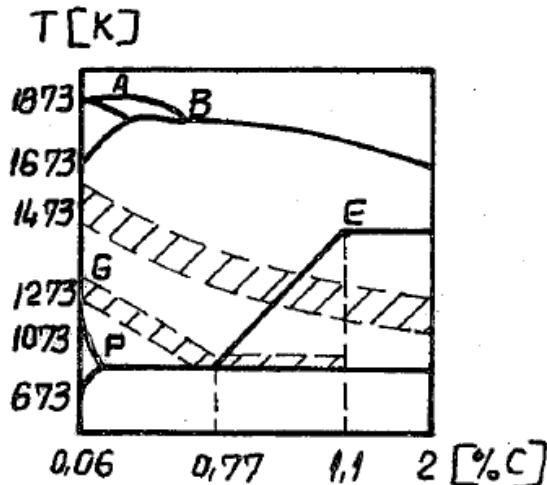


Figura 7: Diagrama de echilibru Fe – C (parțială).

Temperatura la care începe recristalizarea, pentru oțeluri:

$$T_{\text{recr}} = \alpha \cdot T_{\text{top}}$$

$$T_{\text{recr}} = 0,4 \cdot 1538 = 615 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Temperatura de încălzire va fi:

$$T_{\text{def}} = 615 + (100 \div 300) = 715 \div 915 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

S-au analizat două coturi:

a) Unul din P235 GH, SR EN 10216/2 - 2003 cu compoziția chimică:

C = max 0,23 %

Mn = min 0,45 %

Si = 0,15 ÷ 0,35%,

Pmax = 0,040 %

Smax=0,045 %.

b) Unul din X6CrNiTi 18 – 10, SR EN 10088/1 - 2005 cu următoarea compoziție chimică:

C = max 0,12 %

Mn = max 2,00 %

Si = max 0,8 %

Cr = 17 ÷ 19 %

Ni = 8,0 ÷ 95 %

Ti = 0,02 ÷ 0,7 %.

În urma determinărilor experimentale ale temperaturii în diferite puncte de pe țeavă în timpul procesului tehnologic s-au obținut valorile indicate în

figura 8. Analizând valorile obținute se constată că maximele sunt cuprinse între 900 ÷ 1000 °C.

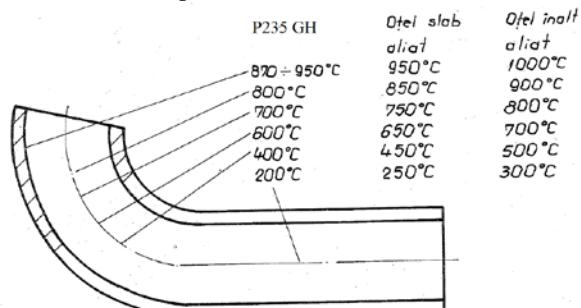


Figura 8. Determinări experimentale ale temperaturii în diferite puncte de pe țeavă

Se observă în figura 9, în funcție de conținutul de carbon și de temperatură, domeniul din diagrama Fe - C în care ne situăm din punct de vedere structural.

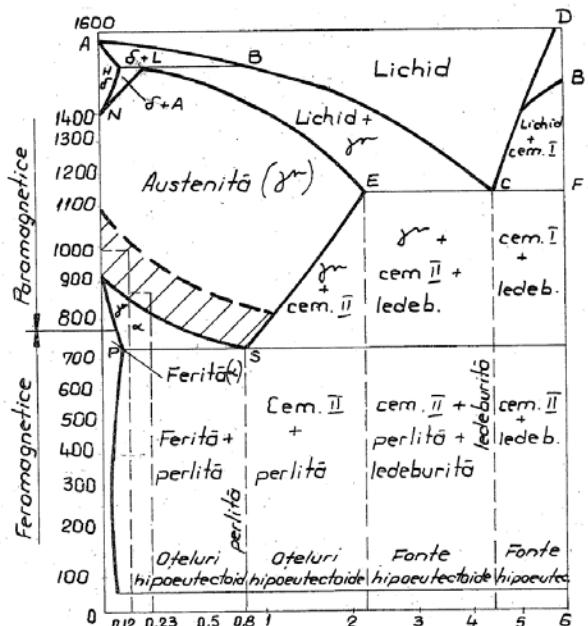


Figura 9: Diagrama de echilibru Fe – C [2].

Variatia mărimei grăuntelui în funcție de gradul de deformare este prezentată în figura 10.

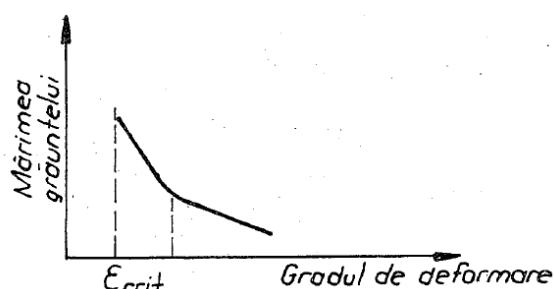


Figura 10: Variatia mărimei grăuntelui ca funcție de gradul de deformare [3].

De asemenea durata de menținere influențează direct proporțional mărimea grăuntelui conform figurii 11.

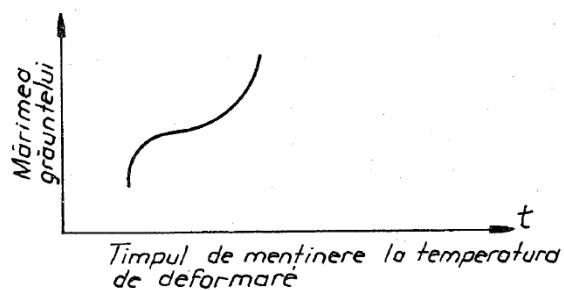


Figura 11: Variația mărimei grăuntelui funcție de durata de menținere [3].

Mărimea finală a cristalelor este totodată dependentă de mărimea grăunților inițiali.

Viteza de deformare considerată ca fiind deformația relativă în unitatea de timp $V_d = \frac{d\varepsilon}{dt}$ are o mare importanță în ceea ce privește rezistența la deformare.

Cu cât deformarea are loc cu viteză mai mare, efectul este asemănător deformării la rece, apărând ecrusarea. Cu cât gradul de deformare este mai mare cu atât grăunții sunt mai mici.

În general pentru metale gradul critic de deformare, la care se obține mărimea cea mai mare de grăunte este $5\div30\%$, însă în timpul deformării se evită o reducere prea mare a secțiunii pentru a nu se obține o granulație prea mare.

6. ANALIZA MODIFICĂRILOR STRUCTURALE LA TRAGEREA COTURILOR PE DORN

Deformarea plastică la cald provoacă importante modificări structurale:

- farâmițarea grăunților;
- formarea texturii cristaline și a structurii fibroase;
- fărâmițarea unor faze fragile și distribuirea lor uniformă;

La deformarea plastică la cald materialul se ecrusează însă datorită vitezei mari de difuzie, ecrusajul este înlăturat repede prin recristalizare, materialul rămânând în stare plastică.

Există o mare diferență între structura fibroasă a aceluiași metal deformat plastic la cald și deformat plastic la rece. În metalul deformat la rece fibrele reprezintă grăunții metalului puternic întins în direcția de deformare. În metale prelucrate la cald nu există asemenea grăunți deoarece ei sunt recristalizați și transformați în grăunți mărunți, nedeformați ca într-un metal recopț.

Structura fibroasă de prelucrare la cald este determinată de incluziuni și impurități solubile care provoacă segregării dendritice puternice.

La deformarea plastică la cald grăunții se alungesc formând o structură fibroasă caracteristică deformării plastice la rece. Cu acestă ocazie incluziunile fragile sunt sfărâmate, particulele sfărâmate distribuindu-se în șiruri în direcția curgerii principale, incluziunile plastice deplasându-se în această direcție.

Simultan se produce recristalizarea care transformă grăunții deformați neacționând însă asupra formei și distribuției incluziunilor. Rezultă astfel o structură formată din fibre metalice separate prin șiruri de incluziuni. Impuritățile solubile, de exemplu, fosforul în oțeluri, fiind puternic segregate formează o structură dendritică caracteristică fiecărui grăunte, fiind mai bogată în anumite impurități la suprafața și mai sărac la mijloc, distribuția altor impurități fiind exact inversă.

Anularea efectelor deformării plastice la recristalizare are implicații în modificarea microstructurii. Încălzirea unui oțel P 265 GH făcându-se în domeniul $870^\circ - 900^\circ\text{C}$ ar duce la concluzia, că există posibilitatea eliminării tratamentului termic după deformare.

Analizându-se microstructura în diferite zone ale unui cot $\varnothing 89 \times 6$ mm la 90° din P235 GH conform figurii 12 s-au desprins concluzii referitoare la unele aspecte specifice tragerii pe dorn.

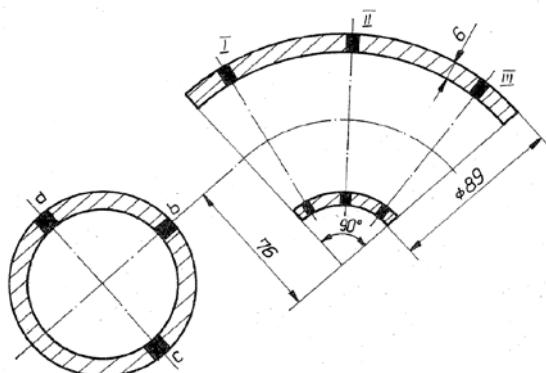


Figura 12. Analiza diferitelor zone ale unui cot $\varnothing 89 \times 6$ mm la 90° din P235 GH

Se studiază microstructura unui cot la 90° $\varnothing 89 \times 6$ mm din oțel înalt aliat X6CrNiTi 18 – 10.

Punctele în care se determină sunt indicate în figura 13.

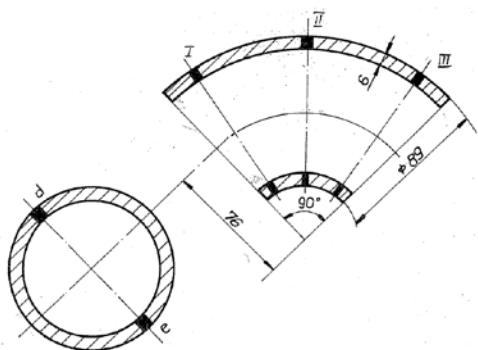


Figura 13. Analiza diferitelor zone ale unui cot la 90° Ø89x6 mm din oțel înalt aliat X6CrNiTi 18 – 10

Se constată în acest caz o granulație mărită a capătului careiese primul pe dorn.

7. VITEZA DE TRAGERE PE DORN

În practica curentă viteza de tragere pe dorn s-a stabilit pe cale experimentală necunoscându-se o posibilitate de determinare pe cale teoretică.

Stabilirea acesteia se poate face pe baza ecuației schimbului de căldură dintre semifabricat și mediul de încălzire. Această ecuație are expresia:

$$m_s \cdot c \cdot dt = \alpha \cdot (t_c - t_s) \cdot A_s \cdot dt \quad (3)$$

unde:

m_s - este masa semifabricatului, [Kg];

c - căldura specifică a materialului încălzit, [J/Kg °C];

dt - diferența de temperatură a semifabricatului;

α - coeficientul de transmitere a căldurii de la mediul de încălzire la semifabricat, $[J/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C]$;

t_c - temperatura cuptorului, $^\circ C$;

t_s - temperatura semifabricatului, $^\circ C$;

A_s - aria suprafeței semifabricatului care primește cădură de la mediul de încălzire, $[m^2]$;

dt - timp de încălzire.

Din ecuația (3) rezultă:

$$dt = \frac{n_s \cdot c \cdot dt}{\alpha \cdot (t_c - t_s) \cdot A_s}. \quad (4)$$

Integrând expresia (4) vom obține:

$$\tau = \frac{m_s \cdot c}{\alpha \cdot A_s} \cdot \ln \left(\frac{t_c - t_{si}}{t_c - t_{sf}} \right). \quad (5)$$

unde:

t_{si} este temperatura inițială a semifabricatului;

t_{sf} - temperatura finală a semifabricatului.

Relația pentru calculul timpului de încălzire τ este adoptată în următoarele ipoteze:

- temperatura cuptorului este constantă;
- piesele încălzite sunt piese subțiri.

Dacă se neglijiază transmiterea căldurii prin convecție care este mică (3 ... 5%) în raport cu cea transmisă prin radiație coeficientul de transmitere a căldurii se calculează cu relația:

$$\alpha = C_T \cdot \frac{\left[\left(\frac{T_C}{100} \right)^4 + \left(\frac{T_S}{100} \right)^4 \right]}{T_C - T_S} \quad (6)$$

unde:

C_T este coeficientul de iradiere;

$$C_T = 1,7 \cdot 10^3 \left[J/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C \cdot K^4 \right];$$

T_C - temperatura cuptorului, [K];

T_S - temperatura semifabricatului, [K].

Cunoscând timpul de tragere și lungimea intială a semifabricatului care se deplasează uniform se poate determina viteza de tragere:

$$v = \frac{L}{\tau}. \quad (7)$$

Această viteză se compară cu cea obținută pe cale experimentală.

Vom calcula viteza de tragere pentru un cot $\varnothing 140 \times 90$ [mm].

Țeava de pornire are dimensiunile $\varnothing 114 \times 10$ [mm].

Lungimea țevii pentru un cot de 90° este 420 [mm].

Pentru oțel (S235, S275, P195 GH, P235 GH) temperatura cuptorului este:

$$t_c = 1100^\circ C$$

$$t_s = 20^\circ C$$

$$\alpha = 17 \cdot 10^3 \cdot \frac{\left[\left(\frac{1373}{100} \right)^4 + \left(\frac{293}{100} \right)^4 \right]}{1100 - 20} = \\ = 558820,39 \left[J/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C \right]$$

Volumul semifabricatului:

$$V_s = \rho \cdot m_s \quad (8)$$

$$V_s = \frac{\pi \cdot (D^2 - d^2)}{4} \cdot L \left[m^3 \right] \quad (9)$$

unde:

D este diametrul exterior al semifabricatului [m];

d - diametrul interior al semifabricatului [m];

L - lungimea semifabricatului [m].

$$V_s = \frac{\pi \cdot (0,114^2 - 0,094^2)}{4} \cdot 0,42 = 1,372 \cdot 10^{-3} \left[m^3 \right]$$

$$m_s = \rho \cdot V_s$$

$$m_s = 7800 \cdot 1,372 \cdot 10^{-3} = 10,703 \left[kg \right]$$

$$A_s = \pi \cdot 0,114 \cdot 0,42 = 0,150 \text{ [m}^2\text{]}$$

$$\tau = \frac{10,703 \cdot 683 \cdot 60}{558 \cdot 220,39 \cdot 0,150} \cdot \ln \frac{1100 - 20}{1100 - 870} = 8,098 \text{ [min]}$$

- viteza de tragere

$$v = \frac{420}{8,098} = 51,864 \text{ [mm/min]}$$

- viteza obținută pe cale experimentală:

$$v_i = 52 \text{ [mm/min]}$$

CONCLUZII

Concluzii referitoare la unele aspecte specifice tragerii pe dorn pentru cotul Ø89 x 6 mm la 90° din P235 GH conform figurii 12:

- se observă diferențe structurale între capetele dornului precum și între capete și centrul cotului; datorită fenomenului de întindere și comprimare granulația crește pe partea exterioară și scade pe partea interioară;
- există diferențe structurale (mărime grăunte, dispunere perlite) între zonele aceleiași părți ale cotului a, b, c;
- capătul cotului care ieșe de pe dorn prezintă o structură puternic mărită pe partea exterioară atât datorită faptului că este solicitat la întindere cât și datorită preluării temperaturii în această zonă numai de către țeavă nu și de dorn;
- decarburearea apare pe partea exterioară și în lateral corespunzător direcției de acțiune a flăcărilor; structura de normalizare apare cu precădere în zona de mijloc a cotului datorită timpului de menținere apropiat de cel optim;
- față de structura inițială care este ferito-perlitică uniformă celelalte structuri sunt caracteristice materialului supus deformării → structură neuniformă;
- diferența de grosime în aceeași secțiune variază între 6÷7mm.

Neuniformitatea deformației se datorează deplasării selective a particulelor materiale în prezența frecării care nu este aceeași în toate punctele. Astfel în partea interioară a cotului forțele de frecare se opun înaintării (compresiune) în timp ce în partea exterioară țeava trebuie să părăsească dornul (întindere).

Concluzii referitoare la unele aspecte specifice tragerii pe dorn pentru cotul Ø89 x 6 mm la 90° din X6CrNiTi 18 - 10 conform figurii 13:

- reușita unui cot bun prin tragere pe dorn depinde în mare măsură de încălzirea corectă, de temperatura de început și de sfârșit de prelucrare;
- încălzirea până în momentul prelucrării trebuie să se facă în două etape: una până la atingerea temperaturii de început de transformare și a doua de menținere la această temperatură;
- pentru a evita fisurarea oțelurilor înalt aliate, încălzirea până la 610÷910 °C trebuie să se facă lent, datorită elementelor de aliere. Peste această limită încălzirea se poate face rapid;
- pentru oțelurile anticorozive se recomandă după tragere un tratament termic de austenitizare (1000÷1100 °C).

Nu același lucru se poate spune în cazul deformării la rece unde deforinarea este mult mai puternică.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. Rașev, D.D., Oprean, I.D., "Tehnologia fabricării și reparării utilajului tehnologic", Editura Didactică și Pedagogică, București, 1983.
- [2]. Trușulescu, M., "Studiul metalelor", Editura Didactică și Pedagogică, București, 1977.
- [3]. Oprean, I.D., Sima, I.T., "Fabricarea echipamentelor de proces", vol. I, Editura Printech, București, 2004.

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE FRICTION PHENOMENON FOR STEEL ON OTHER MATERIALS FRICTION COUPLES AT LOW SLIDING VELOCITIES

Nicolae Alexandru Stoica, Alina Maria-Petrescu, Andrei Tudor, Alexandru Valentin Rădulescu

POLITEHNICA University of Bucharest, Bucharest, România, e-mail: nicolae.stoica@upb.ro

ABSTRACT: The paper presents an experimental study of the friction phenomenon at low sliding velocities conducted on a test bench provided by the GUNT company. It analyses the tribological behavior in dry conditions of different friction couples for which one of the materials is steel: steel – steel, steel – aluminium, steel – gray cast iron, steel – PVC, steel – teflon, steel – bronze and steel – polyamide. The evaluated parameter was the variation of the friction coefficient as a function of the normal force and the slip rate. Finally, after comparing the results, the best pair of materials in terms of friction was determined.

KEY WORDS: friction coefficient, friction couples, low sliding velocities

1. INTRODUCTION

Tribology is the multidisciplinary science that studies the processes of friction, lubrication and wear that occur in the presence of the relative motion between two surfaces in contact.

In the tribological domain there are still many fundamental problems that have not yet been completely elucidated because of the complexity of the phenomena. Of these, we mention: the relations between the static and kinetic friction coefficients, the static friction coefficient's dependence of idle time and the kinetic friction coefficient's dependence of the speed and acceleration of the movement, etc. Such problems appear in the stick-slip phenomenon or in the friction phenomenon at low velocities [1].

At low sliding speeds, in dry, limit or mixed friction conditions, the movement can have intermittences or jerks. This phenomenon is called stick-slip. Typically, for the stick-slip phenomenon to occur, the static friction coefficient (μ_s) between the two contact surfaces of the friction materials must be greater than the kinetic friction coefficient (μ_k). In consequence, the friction force varies as shown in Figure 1. Similar phenomena appear at low sliding velocities.

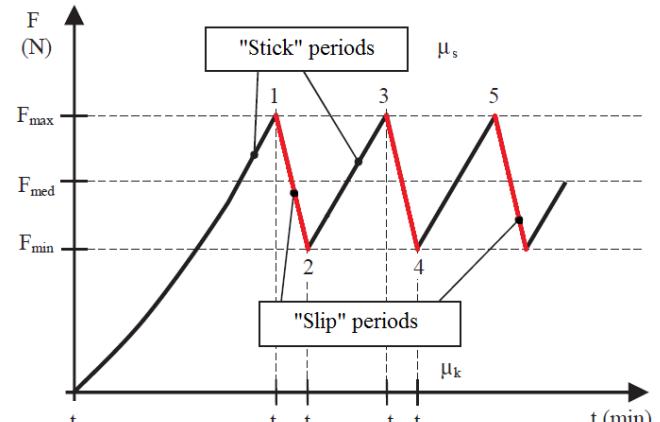


Figure 1. Variation of the friction force versus time

As it is known, the stick-slip phenomenon appears in friction couples with dry or limited friction regime, when the sliding speed is in the range of 0.01 – 3 mm/s or when the angular speed is somewhere in the 1 – 25 rad/s [1,2,3,4].

In the general case, μ_s and μ_k can be complicated functions of sticking time and surface speed, respectively. Furthermore, static friction is a constraining force during sticking, while kinetic friction is an applied force during slip [1,5].

The paper aims to study the stick-slip phenomenon by analyzing the tribological behavior in dry conditions of different friction couples for which one of the materials is steel: steel – steel, steel – aluminium, steel – gray cast iron, steel – PVC, steel – teflon, steel – bronze

and steel – polyamide. The evaluated parameter was the variation of the friction coefficient as a function of the normal force and the slip rate. Because the data acquisition time was high (1 sec.) the stick-slip phenomenon could not be properly highlighted in the graphic analysis of the variation of the friction coefficient.

2. THE TEST BENCH

The experimental determinations have been conducted on a GUNT Tm 260.04 test bench. The test bench allows the study of the stick-slip phenomenon and the evaluation of a series of tribological parameters for different friction couples. A general view of the test bench is presented in Figure 2.

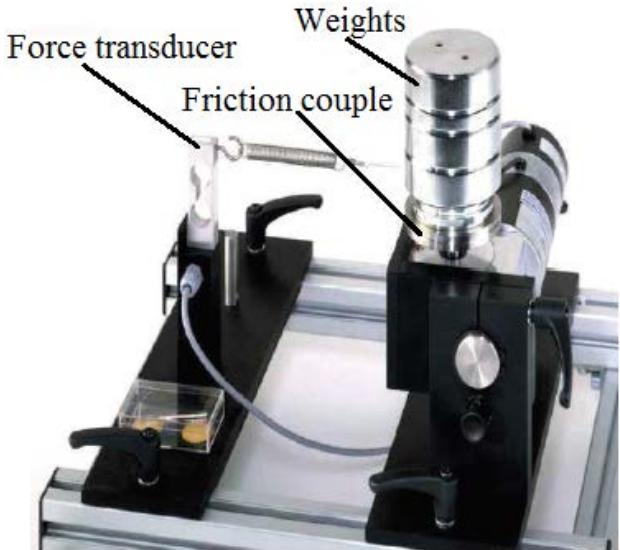


Figure 2. General view of the test bench

As shown in Fig. 3, the test bench is composed of: the base frame (1); the drive system (2); friction couple module (3); scaled weights (4); measurement module (5); transducer cable connector (6); force transducer (7); spring (8); traction cable (9).

This setup allows us to highlight the variation of the friction coefficient for different pairs of materials. The friction couple is composed of a stainless steel rotating disc and a ring pad of different materials, which are loaded by placing cylindrical weights horizontally on top of them. A cable prevents the ring pad and the weights from rotating with the disc. The cable is connected to a force transducer via a tension spring. An open cup surrounds the friction disc allowing the use of different lubricants can be used.

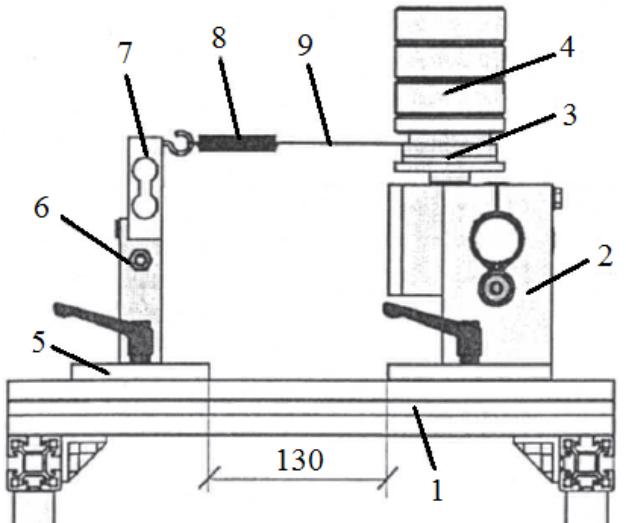


Figure 3. Schematic layout of the test bench

The drive module is the basis for the tests with corresponding accessories. It consists of a robust base frame made of anodized aluminum profile. The drive of the various optional modules is provided by an adjustable dc gear motor which is connected to the control unit. The rotation speed is continuously adjusted with precision by means of a 10-turn potentiometer, electronically controlled and displayed on a digital display. The friction forces are measured by strain gauges. The control unit processes these values and displays them [6].

The technical characteristics of the test bench are:

- Output shaft speed of the drive system: continuously variable in the 0 ... 200 rpm range;
- Maximum capable force of the force transducer: 50 N;
- Torque: 18.5 Nm;
- Interior diameter of the friction couple: $D_i=60$ mm;
- Exterior diameter of the friction couple: $D_e=60$ mm;

3. DESCRIPTION OF THE EXPERIMENTAL TESTS

This experimental module allows the visualization of the static friction and sliding friction as well as the effects of slip-stick.

For the current experiments, the ring pad was made out of seven different materials: steel, aluminium, gray cast iron, PVC, teflon, bronze and polyamide. These seven disc pads are presented in Figure 4.



Figure 4. The disc pads of the friction couple

The seven different friction couples were tested a four normal loads: 10 N, 20 N, 30 N and 40 N. The rotation speed was increased from zero until the steady state was achieved.

Finally, we analyzed the evolution of the friction coefficient in function of time and the charge for each pair of friction. The friction coefficient was determined with Coulomb's law, as the ratio between the friction force obtained from the experimental tests and the normal load:

$$\mu = \frac{F_f}{G} \quad (1)$$

4. RESULTS AND DISCUSSIONS

The experimental results are analyzed graphically from the point of view of the evolution of the friction coefficient in time.

The variation of the friction coefficient for a normal load of 10 N can be observed in Figure 5.

In Figure 6 we can observe the evolution of the friction coefficient for a load of 20 N.

Next we have the evolution of the friction coefficient for a load of 30 N, as show in Figure 7.

Finally, the evolution of the friction coefficient can be observed in Figure 8.

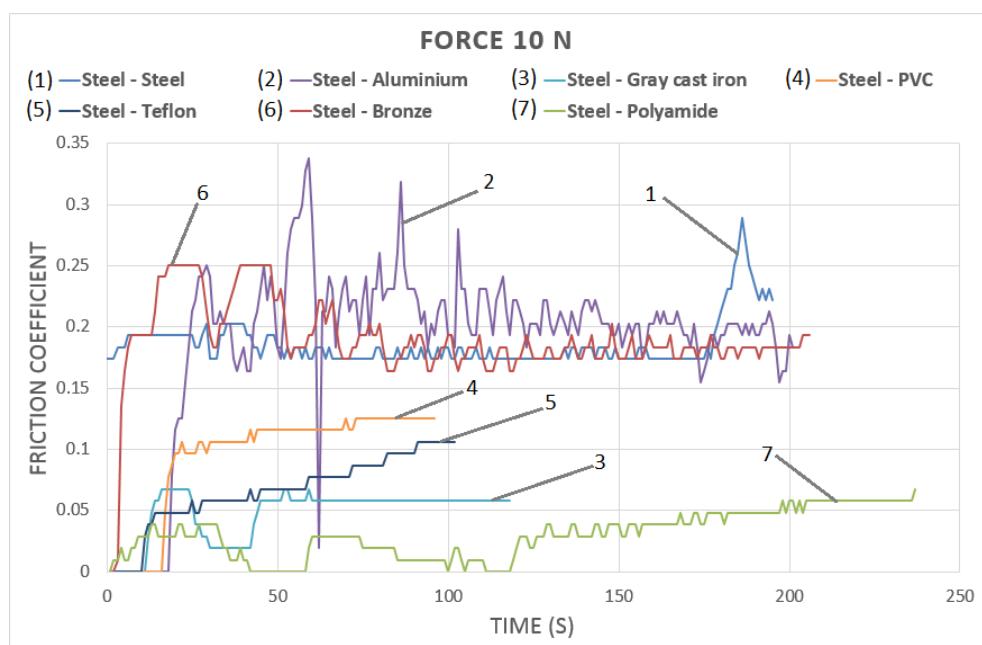


Figure 5. Variation of the friction coefficient for a load of 10 N at low velocities

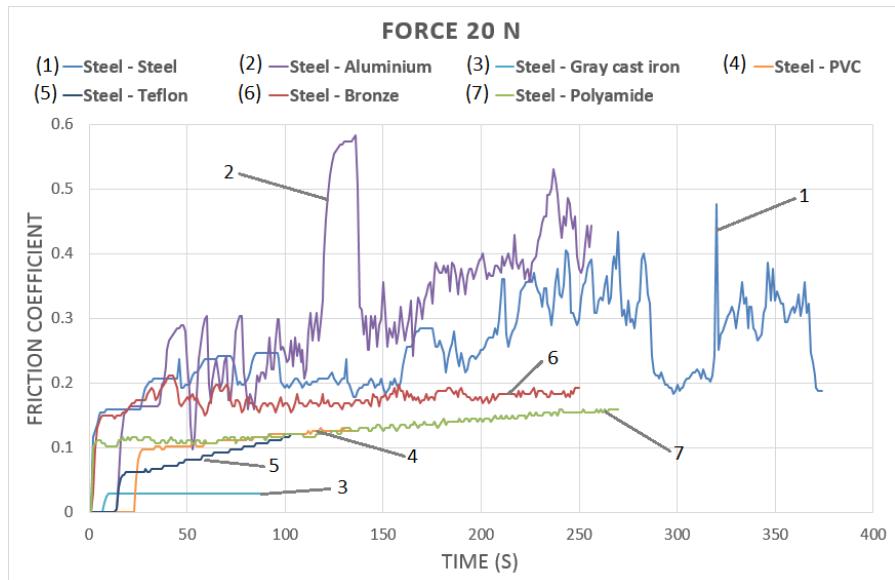


Figure 6. Variation of the friction coefficient for a load of 20 N at low velocities

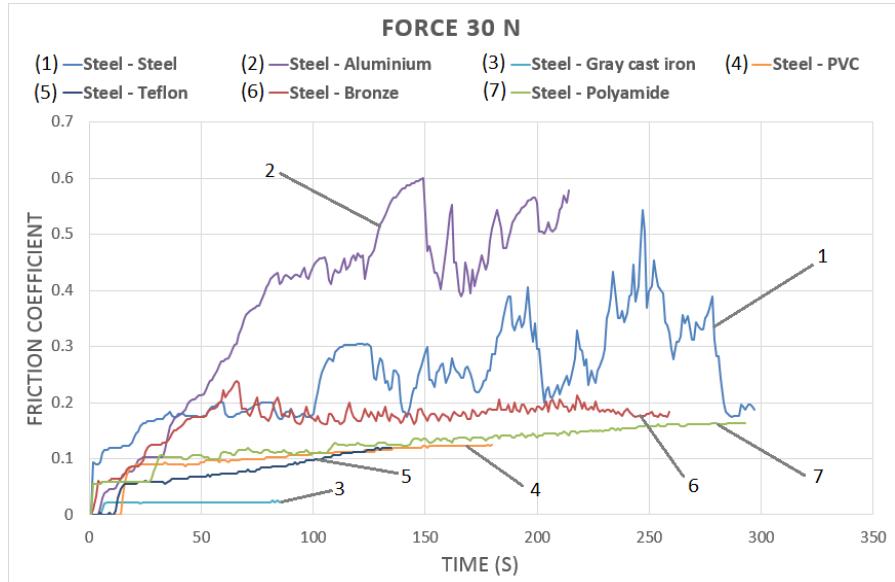


Figure 7. Variation of the friction coefficient for a load of 30 N at low velocities

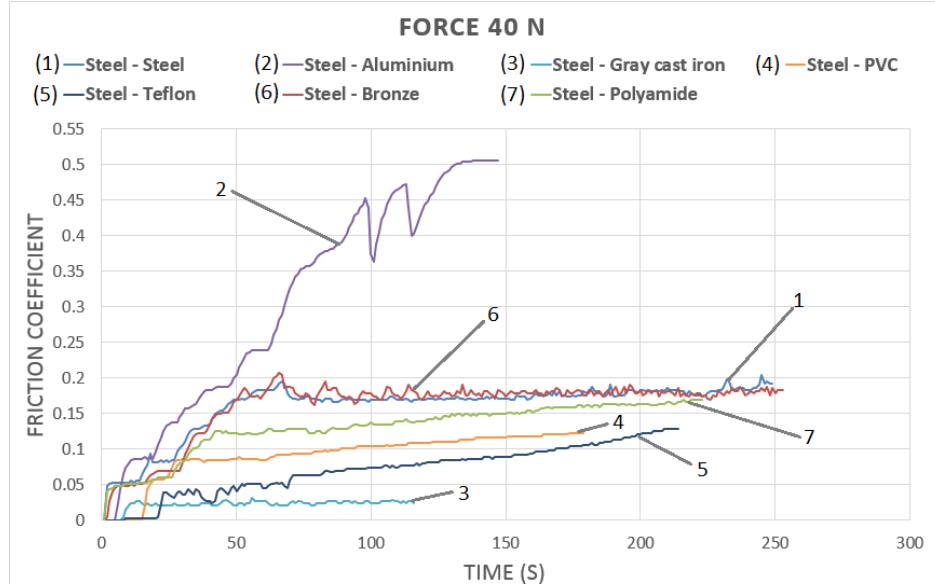


Figure 8. Variation of the friction coefficient for a load of 40 N at low velocities

5. CONCLUSIONS

After analyzing the result obtained from the experimental determinations we can conclude that the friction couple steel – gray cast iron has the lowest and most stable friction coefficient in three of the four load cases, making it the best of all seven friction couples in terms of stability of the friction coefficient at low sliding velocities. This is explained by the known fact that the two materials form an anti-friction couple.

For the lowest load, 10 N, the steel polyamide friction couple has the lowest values of the friction coefficient, but is not as stable as steel- gray cast iron.

The steel – aluminium friction couple has the highest values of the friction coefficient, this being explained by the fact that aluminium is a very ductile material.

We note that for the steel – bronze friction couple the friction coefficient has almost the same behavior for all the four loads.

The steel – steel friction couple, after aluminium, has the second weakest behavior in terms of friction coefficient variation, with high values of the friction coefficient.

For the 10 N load, the steel – polyamide pair has much lower values of the friction coefficient compared to the other three loads, which are similar with each other.

In terms of friction coefficient variation, the steel – PVC and steel – teflon have a very good behavior, with just a few jerks or none. These two friction couples have small values of the friction coefficient, which decreases as the load increases. For steel – teflon, we can see some frictional instability for the maximum load, 40 N, in the beginning of the tests.

REFERENCES

- [1]. N.A. Stoica, A. Tudor, *Some aspects concerning the behaviour of friction materials at low and very low sliding speeds*. Tribology in Industry, Vol. 37, No. 3, 2015, 374-379.
- [2]. L.C. Bo, D. Pavelescu *The friction-speed relation and its influence on the critical velocity of stick-slip motion*. Wear, Vol. 82, 1982, 277-289.
- [3]. D. Pavelescu, M. Mușat, A. Tudor *Tribology*. Ed. Did. Ped., Bucharest, 1977.
- [4]. S.S. Antoniu, A. Cameron *The friction – speed relation for stick data* Wear, Vol. 36, 1976, 235-254.
- [5]. C. Gao, D. Kuhlmann-Wilsdorf, D.D. Makel *The dynamic analysis of stick-slip motion*. Wear, Vol. 173, 1994, 1-12.
- [6]. U. Molin, A.V. Rădulescu, I. Rădulescu *Experimental study of the stick – slip phenomenon*. Innovative technology, Vol. 64, No. 3-4, 2013, 39-42.