

TESIS DOCTORAL

2022

**EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFICIENCY AND SUSTAINABILITY OF HOLE
REPAIR AND MAINTENANCE OPERATIONS OF UNS M11917 MAGNESIUM
PARTS OF AEROSPACE INTEREST BASED ON SURFACE QUALITY.**

FERNANDO BERZOSA LARA

PROGRAMA DE DOCTORADO EN TECNOLOGÍAS INDUSTRIALES

DIRECTORAS: EVA MARÍA RUBIO ALVIR.

BEATRIZ DE AGUSTINA TEJERIZO.



EIDUNED
Escuela
Internacional
de Doctorado

El presente documento recoge la Tesis Doctoral titulada “ESTUDIO EXPERIMENTAL SOBRE LA EFICIENCIA Y LA SOSTENIBILIDAD DE LAS OPERACIONES DE REPARACIÓN Y MANTENIMIENTO DE AGUJEROS DE PIEZAS DE MAGNESIO UNS M11917 DE INTERÉS AEROESPACIAL BASADO EN LA CALIDAD SUPERFICIAL”. La Tesis opta a la Mención Internacional, por eso, se ha incluido en inglés, al inicio de la misma, un resumen extenso (de más de 10.000 palabras), así como las principales conclusiones extraídas durante el desarrollo de las Tesis. Las tablas y las figuras a las que se hace mención a lo largo del resumen, se encuentran en la parte escrita en castellano, así como las referencias bibliográficas.

Se quiere aclarar también que la Tesis Doctoral cuenta, además de con la publicación obligatoria para la presentación de esta, con las publicaciones y aportaciones que se recogen a continuación.

This document contains the Doctoral Thesis entitled “EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFICIENCY AND SUSTAINABILITY OF HOLE REPAIR AND MAINTENANCE OPERATIONS OF UNS M11917 MAGNESIUM PARTS OF AEROSPACE INTEREST BASED ON SURFACE QUALITY”. The Thesis is eligible for the International Mention, therefore, an extensive abstract (more than 10,000 words), as well as the main conclusions reached during the development of the Thesis, have been included in English at the beginning of the Thesis. The tables and figures mentioned throughout the summary are included in the part written in Spanish, as well as the bibliographical references.

It should also be made clear that the Doctoral Thesis includes, in addition to the publication required for its presentation, the publications, and contributions listed below.

PUBLICACIÓN ASOCIADA A LA TESIS DOCTORAL

Título:	Feasibility Study of Hole Repair and Maintenance Operations by Dry Drilling of Magnesium Alloy UNS M11917 for Aeronautical Components	
Revista:	Metals , 9(7)	
ISSN:	2075-4701	
Fecha:	2019	
Nº páginas:	740-754	
Autores:	Berzosa, F., Agustina, B., Rubio, E.M. Davim, J.P.	
DOI:	10.3390/met9070740	
Indicios de Calidad	Factor de impacto:	2,117 (JCR-ISI 2019) 2,259 (JCR-ISI 2018)
	Ranking:	Q1- JCR-ISI 2019 (18/79, Metallurgy & Metallurgical Engineering) Q1- JCR-ISI 2018 (18/76, Metallurgy & Metallurgical Engineering)

OTRAS APORTACIONES CIENTÍFICAS DERIVADAS DE LA TESIS DOCTORAL

PUBLICACIONES

Título:	Geometric Optimisation of drill used to repair holes in magnesium aeronautical components	
Revista:	Metals, 10	
ISSN:	2075-4701	
Fecha:	2020	
Nº páginas:	1534-1555	
Autores:	Berzosa, F., Agustina, B., Rubio, E.M. Davim, J.P.	
DOI:	10.3390/met10111534	
Indicios de Calidad	Factor de impacto:	2,351 (JCR-ISI 2020) 2,117 (JCR-ISI 2019)
	Ranking:	Q2- JCR-ISI 2020 (24/80, Metallurgy & Metallurgical Engineering) Q1- JCR-ISI 2019 (18/79, Metallurgy & Metallurgical Engineering)

Título:	Tool selection in drilling of magnesium UNSM11917 pieces under dry and MQL conditions based on surface roughness	
Revista:	Procedia Engineering, 184	
ISSN:	1877-7058	
Fecha:	2017	
Nº páginas:	117-127	
Autores:	Berzosa, F., Agustina, B., Rubio, E.M.	
Indicios de Calidad	Factor de impacto:	0.282 (SJR-2017)
	Ranking:	Q1- SJR-2017 (32/455 Engineering micellaneous)

Título:	Experimental study of magnesium drilling based on the surface quality	
Revista:	Procedia CIRP, 79	
ISSN:	2212-8271	
Fecha:	2019	
Nº páginas:	74-78	
Autores:	Agustina, B., Berzosa, F., Rubio, E.M., Marín, M.M.	
Indicios de Calidad:	Factor de impacto:	0,728 (SJR-2019)
	Ranking:	Q1- SJR-2019 (4/183 Industrial & Manufacturing Engineering)

PARTICIPACIÓN EN CONGRESOS Y CONFERENCIAS

Título:	Analysis of the surface roughness obtained by drilling of magnesium alloys under dry and MQL conditions using a factorial design
Evento:	The International Conference on Advances in Materials & Processing Technologies (AMPT 2015)
Lugar:	Leganés (Madrid)
Fecha:	Del 14 al 17 de diciembre de 2015
Organizado por:	Universidad Carlos III de Madrid/ IMDEA Materials Institute
Carácter:	Internacional
Autores:	Rubio, E.M., Agustina, B., Marín, M., Berzosa, F.

Título:	Tool selection in drilling of magnesium UNSM11917 pieces under dry and MQL conditions based on surface roughness
Evento:	The International Conference on Advances in Materials & Processing Technologies (AMPT 2016)
Lugar:	Kuala Lumpur (Malasia)
Fecha:	Del 15 al 18 de noviembre de 2016
Organizado por:	University of Malaysia
Carácter:	Internacional
Autores:	Berzosa, F., Agustina, B., Rubio, E.M.

Título:	Experimental study of magnesium drilling based on the surface quality
Evento:	11 th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering (CIRP ICME '17)
Lugar:	Nápoles
Fecha:	Del 19 al 21 de julio de 2017
Organizado por:	CIRP/Università degli studi di Napoli "Federico II"
Carácter:	Internacional
Autores:	Agustina, B., Rubio, E.M., Berzosa, F., Marín, M.M.

Contents.

List of Acronyms, Abbreviations, and Symbols.....	2
1 Introduction.....	3
2 State of the Art.....	5
2.1 Magnesium and its alloys.....	6
2.2 Forming of magnesium alloys.....	8
2.3 Machining of magnesium alloys.....	10
2.4 Surface integrity.....	13
3 Methodology.....	16
3.1 First experimental phase.....	16
3.2 Second experimental phase.....	18
3.3 Procedure for measuring variables.....	19
3.4 Statistical analysis.....	20
4 Applications and Analysis of Results.....	21
4.1 Applications.....	21
4.1.1 Definition of the experiment.....	21
4.1.2 Materials.....	22
4.2 Analysis of Results.....	24
4.2.1 First experimental phase.....	24
4.2.2 Second experimental phase.....	26
5 Conclusions and Future Developments.....	30
5.1 Conclusions.....	30
5.1.1 General conclusions.....	30
5.1.2 Specific conclusions.....	31
5.2 Future developments.....	34

List of Acronyms, Abbreviations, and Symbols.

ANOVA	Analysis of Variance.
ASTM	American Society for Testing and Materials.
BUE	Build-up Edge.
BUL	Build-up layer.
C	Type of coating.
CNC	Computer Numerical Control.
D	Diameter of the drill.
DIN	Deutsches Institut für Normung.
EDF	Extended Depth from Focus.
ETSII	Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales.
f	Feed rate.
FBU	Flank Build-up.
HSS	High Speed Steel.
ISO	International Organization for Standardization.
L	Lubrication-cooling system.
MD	Measurement Depth.
MIG	Metal Inert Gas.
MQL	Minimum Quantity Lubrication.
Ra	Arithmetic average of the absolute values of the profile height deviations.
Ra^t	Transformed values of the Ra .
rpm	Revolutions per minute.
RSm	Mean value of the widths of the profile elements.
Rz	Average height of the 5 highest peaks and 5 highest valleys of the profile.
R^2	Coefficient of determination.
R^2_{aj}	Adjusted coefficient of determination.
S	Cutting speed.
SEM	Scanning Electron Microscopy.
TiN	Titanium nitride.
UNED	Universidad Nacional de Educación a Distancia.
UNS	Unified Numbering System.
3D	3 Dimensions.
α	Significance level.
λc	Profile filter.
γ	Mg ₁₇ Al ₁₂ intermetallic phase.
γ	Point angle of drill bits.

1 Introduction.

In recent years, there has been a great development in manufacturing processes, with increased progress in technologies such as rapid prototyping and additive manufacturing. However, machining processes continue to be fundamental in production processes.

In the transport sector, which includes the aeronautical, aerospace, and automotive industries, there is a great interest in light alloys, such as aluminium, titanium or magnesium. The reasons for this are their good mechanical characteristics in relation to their weight, allowing the mass of vehicles to be reduced, which makes it possible to meet increasingly stringent energy and environmental constraints. It is in this aspect that magnesium alloys show their greatest advantage, as they have the lowest density among the light alloys.

Apart from these benefits, there are certain disadvantages that hinder the expansion of their use, mainly their ductility, their resistance to corrosion, and the difficulty of forming them at room temperature. In this respect, industries in these sectors have turned their attention to magnesium alloys, and more researchers are working on their development.

During the service life of components in the aeronautical and aerospace sectors, maintenance and repair activities are essential, due to the high cost of the requirements imposed. As a result, repair is preferred to the use of new components, leading to loss of revenue due to aircraft downtime. It is therefore essential to plan and execute these operations in the shortest possible time, while maintaining the high standards that must be met.

Within the scope of maintenance and/or repair tasks, the need to carry out machining on a component arises, and due to the low volume of units, usually a single unit, the use of machining by chip or particles removal is appropriate. Also, the high availability of machine tools, and the ready to use conventional tools allow immediate use on magnesium alloys.

Drilling operations are of relevant importance in the aeronautical sector, due to the high number of holes needed to execute mechanical joints by riveting or threading. A potential problem on the structural integrity of airframes is the growth of cracks in these holes, which can be eliminated by a re-drilling operation of slightly larger diameter, which sets the framework for the development of the present work in maintenance and/or repair tasks.

The knowledge and experience in machining magnesium alloys is usually inferior compared to other alloys such as aluminium or steel. For this reason, and because of the problems that these alloys present in their machining, such as the ignition of particles or the generation of flammable atmospheres, it is more suitable the use of low operating parameters and the performance of machining without the use of water-based lubrication.

These machining operations and the parameters used, affect the quality of the surfaces obtained, both in their topology and in their microstructure and properties. These variations being included in the so-called surface integrity, the alteration of which has a major influence on the service life of the components.

The motivation of the present thesis is based on the consensus that machining processes are one of the most complex to study, due to the multiple variables involved in the operation. Some of them are the machining parameters, the material and geometry of the part, the material and geometry of the tool used, the lubrication-cooling system, or the temperatures reached, to mention the most important ones. Within these processes, drilling operations are among the most widely used, and at the same time, the least studied and most complex to analyse.

Drilling operations are normally performed, using tools of successively increasing diameters. However, in the context of maintenance operations, the aim is to drill a hole to a slightly larger than the initial diameter. Under these conditions, they are quite different from those normally used, and, therefore, their knowledge is more restricted. The aim is to establish a basic knowledge that allows its practical application in the execution of these operations, maintaining the surface characteristics within the required geometric and quality margins, bearing in mind the productivity, environmental and economic conditioning factors.

The development of this Thesis is part of the research line of the Industrial Production and Manufacturing Engineering (IPME), research group of the E.T.S.I.I. of the UNED under the direction of the lecturers Dra. Eva María Rubio Alvir and Dra. Beatriz de Agustina Tejerizo. It has as a background the master's thesis, in which an experimental work on solid drilling of magnesium alloys was developed. This earlier work, as well as the study of the State of the Art on the subject, highlights the complexity of these processes.

The purpose of this doctoral thesis is to carry out an experimental study to quantify the influence, of the machining operating parameters and the characteristics of the tools used, on the surface integrity obtained in drilling operations, at a diameter slightly larger than the previous hole, in the AZ91D-F magnesium alloy. Likewise, that the performance of these operations, is done in an environmentally sustainable and safe manner, allowing the needed quality requirements to be met, in maintenance and/or reparation operations for components in the aeronautical sector.

In addition to this general objective, certain specific objectives are set out. To quantify the influence of the operational parameters of the process and the characteristics of the tool, fundamentally roughness. To complement this analysis by means of optical micrography, and image processing techniques, to obtain three-dimensional images. To establish if it is necessary to use lubrication lubrication-cooling systems. To set up the instrumentation and methodology, that will make it possible to obtain the necessary experimental data. To understand the interactions between the machining parameters, the characteristics of the tool and the alloy used, with the

characteristics of the surfaces obtained. To plan the appropriate experimental design. And finally, to establish guidelines that allow the process parameters to be set to enable their real practical application, in the workshops dedicated to carrying out these operations.

Finally, to set up a logical composition, it has been considered appropriate to follow the typical organization of doctoral theses. Thus, it has been structured in six chapters, introduction, State of the Art, methodology, applications and analysis of results, conclusions and future developments, and references, in addition to the information on the experimental data of the tests in the annexes.

2 State of the Art.

In the 18th century, it was discovered that magnesite had a new chemical element, however it was not until 1808 when Humphrey Davy was able to isolate it, discovering the new chemical element, magnesium, which could be commercially produced by electrolysis from 1852, being used in applications such as pyrotechnics or photography.

At the beginning of the 20th century, the aeronautical sector became interested in light alloys for the manufacture of fuselages, which until then had been made of wood. From the 1920's onwards, more interest was focused on magnesium alloys, reaching its peak during the Second World War, after which it continued to develop progressively over the following years.

In recent decades, environmental legislation, and high fuel prices, have renewed interest in lightweight alloys and other materials, in structural applications as substitutes for traditional ones.

Magnesium is one of the most common elements in the earth's crust, where it is present in the form of compounds, accounting for around 2%, as well as being present in seawater at around 0.13%, making it an almost inexhaustible source of magnesium.

These alloys stand out for their low-density of 1740 kg/m³, and this is the fundamental reason sectors, such as the aeronautical and automotive industries, have focused on them to extend their use, to reduce the mass of vehicles, and thus obtain improvements in fuel consumption and costs.

Despite their good characteristics, there are some that need to be improved to extend their use, such as their resistance and ductility at room temperature, their resistance to corrosion, or their formability at high speeds, among others, which are being studied by scientists and researchers.

Among the advantages they present, the following properties can be highlighted: high mechanical resistance in relation to their mass, low density, high recyclability, abundance and diversity of supply, good mechanical vibration damping capacity, and low toxicity in living beings, which makes them suitable for biomedical use. In terms of

manufacturing processes, their exceptional machinability, their good attitude to moulding, and their good weldability in controlled atmospheres stand out.

Regarding the characteristics that present limitations, the following are highlighted: low modulus of elasticity, decrease in mechanical strength with increasing temperature, low creep resistance above 100 °C, low resistance to corrosion and oxidation, and extremely high chemical reactivity. Regarding the forming processes, the most significant disadvantages is its difficulty to be cold formed, due to its low ductility at room temperature. Also, in casting processes, it presents a high rate of appearance of shrinkage cracks, due to the high contractions during solidification.

2.1 Magnesium and its alloys.

Magnesium is not found in nature as a pure element, since, due to its high reactivity, it is found in the form of mineral compounds. The two main methods for obtaining magnesium metal are thermal reduction and electrolysis of molten salts.

The crystalline structure of magnesium is hexagonal close-packed, which significantly decides its behaviour during the processing and physical metallurgy of its alloys. The main properties of pure magnesium are given in Table 2.2.

In most magnesium-based alloys, intermetallic phases occur, which influence the metallographic structure and mechanical properties of the alloy. In the alloy studied in the present work, the most important alloying element is aluminium, with a maximum solubility of 12.7% by mass, in which a eutectic is formed, consisting of $Mg_{17}Al_{12}$ which has 33% of aluminium, at a eutectic temperature of 437°C.

The AZ91D-F alloy contains about 9% by mass of aluminium, and, due to the cooling rates, a eutectic phase appears, consisting of α -phase and intermetallic phase layers of $Mg_{17}Al_{12}$, which can be seen in Figure 2.4.

In addition to affecting the characteristics of the alloy, the eutectic, having a lower melting and softening temperature than the other phases present in the alloy, is of paramount importance in machining processes, as it influences the behaviour during chip generation and detachment, or the formation of adhesions on the tool.

The alloying elements incorporated into these alloys, in addition to affecting the mechanical properties, have a notable influence on other characteristics, that are important in the forming processes and their service life, such as castability or corrosion resistance.

Aluminium is the most widely used element in magnesium alloys, improving room temperature strength, corrosion resistance, and castability. However, an increase in its content, leads to a reduction in ductility and fracture toughness.

In terms of mechanical properties, lithium and thorium improve ductility. Silver, calcium, manganese, thorium, and rare earth elements improve creep deformation.

Hardness is improved by lithium or rare earth elements, and strength, by elements such as silver, thorium, zinc, or zirconium.

Moreover, the influence on casting is key, as it is the main manufacturing process for magnesium alloys. Thus, the addition of zirconium, calcium, or manganese refines the grain obtained, and improvements in castability are achieved with aluminium, copper, or rare earth elements.

The influence of these elements on corrosion resistance, is important because it is one of the properties that needs to be improved. The addition of manganese, yttrium or rare earth elements improves corrosion resistance, while the addition of other elements, such as silver, copper, or iron, has a negative influence, so it is necessary to set limits on their composition.

The alloy under study in this work, uses zinc together with aluminium, this Mg-Al-Zn system being one of the most widely used in cast alloys. The use of zinc together with aluminium, increases the strength of the alloy to levels that aluminium alone does not allow, without reducing ductility and improving corrosion resistance.

In addition to the alloying elements, heat treatments change the microstructure and thus the properties of the alloys by changing the size, quantity, and distribution of the alloy phases.

As mentioned above, corrosion resistance is one of the main drawbacks of magnesium alloys. A high content of impurities such as nickel, iron, or copper greatly limits their use in industry, mainly in aeronautics and aerospace. So much so that the high-purity AZ91E alloy improves corrosion resistance by 10 to 100 times the equivalent standard alloy, and for this reason high-purity alloys are being developed [30].

Besides to the alloying elements, the phases present in the alloys influence corrosion resistance. In alloys with high aluminium content such as AZ91, the presence of $Mg_{17}Al_{12}$ γ phase at the grain boundaries, which is cathodic, acts as a barrier to corrosion by forming a passive film on the surface.

For the designation of magnesium alloys, standards are used which are based on composition or properties, the most widely used at industrial level being ASTM B275 [34]. This standard uses chemical composition by using letters to appoint the alloying elements, and numbers to indicate their percentage by mass, as shown in Table 2.4. For alloys of similar composition, which due to different heat treatments have different features, ASTM B296-03 [35], indicates the condition of manufacture, as shown in Table 2.6.

The application of magnesium in structural uses covers various sectors and applications, with the automotive industry accounting for the greatest use, and the aeronautical and aerospace sectors leading the way in new developments. This makes sense because of the reduction in mass that its use entails, and the consequent reduction in fuel consumption and pollutant emissions. It also makes it possible to take

advantage of the mobility trend today in the electronics and telecommunications sectors.

In the automotive sector, in addition to the mass reduction obtained, it increases the rigidity of the components and increases the energy absorption ability in crashes. It is mainly used in the interior of vehicles, in instrument panels, or seats, normally using thin-walled cast iron, although it is also used in the chassis, wheels from forged rims to brackets. Table 2.8 details the automotive applications of magnesium alloys.

In the aeronautical and aerospace sector, its extension has not reached what could be expected given its good specific mechanical characteristics, mainly due to the low value of some of its mechanical properties and its low resistance to corrosion. At present, its application is focused on engine and gearbox components, seats, housings, and antenna, to name the most used. In the coming years, their use in this sector is expected to increase in both structural and non-structural components.

The need for light, strong and visually attractive components in the field of electronics and telecommunications has been met using magnesium alloys in telephone casings, music and video players or loudspeakers, while at the same time providing remarkable electronic shielding.

The biocompatibility characteristics and the fact that it degrades harmlessly in the body make magnesium alloys ideal for temporary implants.

Magnesium alloys are also used in many other sectors. In sporting goods, it can be found in bicycle frames and pedals, archery equipment, tennis rackets, snowboards, and golf clubs. In optical applications it is used in binoculars, equipment housings or spectacle frames. Other fields of application are in hand tools, gardening, or in the nuclear field for the manufacture of uranium containment vessels.

2.2 Forming of magnesium alloys.

The main forming process for magnesium alloys is by casting, and a distinction can be made between liquid-phase and solid-phase processes. Solid-phase processes have the advantages of a more refined microstructure, higher strength values, and production of metastable phases in the microstructure, against the disadvantage of higher cost, lower ductility and toughness, and limitation in the thickness of the parts that can be produced.

Die casting is the most widely used, accounting for approximately 70% of the liquid phase processes, mainly in the automotive sector, which accounts for 80% of its production. This process uses high pressures and speeds, keeping pressure during solidification, and high cooling rates, resulting in fine-grained microstructure. It has the advantages of producing parts with complicated geometries that minimise additional machining, high production rates, good surface quality and good mechanical and corrosion resistance.

There are two variants of the process, cold chamber die casting and hot chamber die casting, the latter using a shorter cycle time, which is more competitive for small parts. The manufacturing process and the operating parameters of the process are important, as they significantly influence the microstructure obtained, and with it, the mechanical properties of the AZ91 alloy [53].

Liquid metal forging is widely used in metal matrix composites, where the process parameters have an enormous influence on the microstructure obtained, producing weldable and heat-treatable alloys with fine microstructure and good strength and ductility. Studies on the AZ91 alloy [54] have shown that liquid forging achieves better fracture toughness and elasticity and elongation limits than other production processes, as shown in Figure 2.16.

The use of semi-solid cast results in globular non-dendritic structures. In addition, it enhances some of the problems of die casting, such as porosities or inclusions, and thus improves the mechanical properties. The forming of AZ91 alloy by thixomoulding shows a relevant formation of γ -phase precipitates ($Mg_{17}Al_{12}$), which influences the mechanical properties and oxidation resistance [60].

Plastic deformation forming processes are currently of limited use for magnesium alloys below 10%. However, they offer properties that cannot be achieved in cast alloys, with the advantages of improved mechanical strength and ductility, and greater uniformity of properties. Due to their low formability caused by their compact hexagonal structure, hot forming is generally preferred.

It is possible to improve the strength and ductility of magnesium alloys by microstructural refinement, for which plastic deformation forming techniques can be employed. In these processes, the forming temperature is essential, because if it exceeds the recrystallisation temperature, the grain size increases, and if it is too low, problems occur during processing.

Regardless of the manufacturing process, in the aeronautical, aerospace, and automotive industries, magnesium components must be joined to parts made of other types of materials. There are numerous factors and considerations to consider when implementing a joining method, as shown in Figure 2.24.

Welded joints present problems of cracking, pores, and poor quality, which is why joining them to other materials is so challenging. The microstructure is decided by the cooling rate, with the AZ91 alloy welded by MIG presenting a microstructure formed by magnesium α phase and a eutectic phase formed by α and γ eutectic ($Mg_{17}Al_{12}$) and associated with the rapid cooling, different solutes were segregated at the grain edges, favouring the tendency to hot cracking.

Resistance welding gives magnesium alloys a cellular dendritic structure at the edges and an equiaxial dendritic structure in the centre, increasing the grain size in the heat-affected zone. On the AZ91D alloy, using friction stir welding, three different zones are produced with respect to the microstructure and properties, obtaining

microstructures of α -phase grains with γ -phase precipitates of $Mg_{17}Al_{12}$ at their boundaries.

The mechanical joints are less efficient than in other alloys, due to their low formability, which makes it necessary to use temperatures above 220°C. Self-pierce riveting allows its use without heating the materials, thus avoiding problems of thermal origin. However, due to the high deformation this causes cracks, deteriorating the mechanical and corrosion resistance.

Galvanic corrosion is a problem when joining with other materials. This can be prevented by using sealing washers, proper drainage, or by placing the joint in a raised position, or by using screws in blind holes. It is essential to select the right material to allow galvanic compatibility, for which the 5000 or 6000 series of aluminium, zinc-plated steels or steels with different coatings can be used.

2.3 Machining of magnesium alloys.

Magnesium alloys have exceptionally good machinability, due to low specific cutting resistance, low tool wear, high cutting parameters that can be used, good surface quality obtained, short chip production, and allowing dry machining, to mention the most important. This excellent machinability makes it possible to conduct all the most common machining operations.

Drilling processes on magnesium alloys are less studied in research work, compared to others such as turning or milling. This is because it is a more complex process, and that the variables involved vary as the operation progresses, such as drilling depth, heat production and exchange, chip evacuation and lubrication, among others. These investigations focus on aspects such as cutting parameters, the surface characteristics obtained, the tool and its wear, the adhesive phenomena that appear, or the characteristics of the alloys and their microstructural and property transformations. The main experimental works on drilling magnesium alloys are listed in Table 2.11.

Extensive work on drilling operations showed that, at a constant feed rate, the cutting speed did not affect the force and torque obtained. However, keeping the speed constant at 500 m/min, increasing the feed rate from 0.1 to 1.2 mm/rev resulted in an increase in the order of 2-fold, with this effect being more pronounced when using smaller tool point angles. In addition, the roughness obtained was significantly increased [118].

The force and torque originated in drilling, lubricated with oil and coolants, were studied by Weinert *et al.* [118], who in their investigations concluded that their values remained approximately constant as the cutting speed increased. However, as the feed rate increased from 0.1 to 1.2 mm/rev, there was an increase in the order of 2 times its value, this effect being greater in drills with smaller point angles. Associated with this increase in stresses was an increase in the roughness values obtained.

Bhowmick *et al.* [22], found this same behaviour when using MQL lubrication, obtaining mostly almost constant force and torque values during the operation. As the number of holes drilled gradually increased, this behaviour varied in the sense of producing a constant increase in the torque value, with the same behaviour occurring when using coolant, relating this phenomenon to the greater tendency to form adhesions. When dry machining, another typology appeared in the torque, which presented a peak in its value, associated with the formation of BUE in the tool.

With respect to other lubrication-cooling systems, the possibility of using dry drilling with high tool life has been observed, obtaining hole characteristics like those obtained using coolants [95]. Cryogenic systems have also been studied, obtaining a reduction of around 35% in the stresses obtained with respect to dry drilling, also affecting adhesions, reducing them to the point of almost disappearing when using high feed rates [125].

The temperature reached during machining is important, as mentioned above, due to the appearance of the eutectic phase, which favours the appearance of adhesions and influences the formation and detachment of chips.

As the number of holes machined in magnesium alloys increases, the temperature rises to a certain value, after which it remains constant, being higher in the case of dry machining compared to the use of lubrication-cooling systems. This fact is related to a linear increase in the roughness obtained with respect to the number of holes drilled, in the case of dry drilling, which does not occur when coolant is used. This severity in drilling, due to the increase in temperature, produced the softening of the material to depths of around 300 μm , favouring the formation of adhesions on the tool, which hardened when lubrication was used [22].

A principal factor is the type and material of the tools. Thus, Kayir found a high influence of the material of the drills on roughness, with higher roughness occurring on HSS drills compared to carbide drills [121]. Gariboldi addressed the type of coating, finding that for each type there was a best feed rate value that maximised tool life while minimising the roughness value [115]. Bhowmick and Alpas investigated diamond-like carbon coatings on AZ91 alloy, finding BUE and FBU formation with increasing torque, and related this to the softening of the alloy during machining [116].

Drill geometry has also been shown to influence the drilling process. Several studies have shown a tendency for roughness to decrease with increasing drill bit point angle, up to the maximum values tested of 118° and 120° [122,126]. It should be noted that these values are at the lower limit of the most usual commercial values, which range between 118° and 135°. In a similar work on AZ91D-F alloy, lower roughness values were obtained using point angles of 118° with MQL lubrication, compared with those obtained with drills with a point angle of 135° [119].

A wear map of the drill bits is shown in Figure 2.32. It shows different zones, associated with 3 types of wear; adhesive, abrasive and diffusive, depending on the cutting speed and feed rate used in the drilling process [117].

While the process parameters affect the characteristics and microstructure of the drilled alloys, in magnesium alloys, the aluminium content is significant. It has been found that a higher percentage of aluminium resulted in a higher presence of $Mg_{17}Al_{12}$ phase. Consequently, a higher hardness of the material and a greater difference in hardness between the microstructural regions is generated, resulting in discontinuous chips and higher forces during machining [120].

Thus, both the microstructure of the material and the parameters of the drilling process have a high influence on the final characteristics of the machined parts. A study of both the primary forming process of the alloy and the drilling process undergone was carried out by Yazman *et al.* [53]. In this work, they optimised the temperature, pressure, and speed parameters of die casting forming, which refined the microstructure and improved the mechanical properties. They also found that the gravity die cast alloy, which exhibited poorer mechanical properties, had more burr formation, resulting in less tool flank wear.

The phenomenon of adhesions, which includes BUE, BUL and FBU, is conditioned by the presence of the eutectic phase in the microstructure. They are of foremost importance in the machining of magnesium alloys, as they deteriorate the machined surface, increasing roughness, cutting force and, in danger of ignition due to the production of sparks.

An outstanding work on magnesium turning operations verified that FBU appeared early at 600 m/min, increasing Ra and force from 1 μm and 50 N respectively, to values of 4 μm and 125 N, after the appearance of FBU. Also, the presence of FBU led to the formation of sparks and an increase in the vibrations produced [17]. Another study has corroborated these data, quantifying the increase in force by 45%, and found a significant increase in temperature [142].

In the drilling of AM60 alloy, a direct relationship was set up between the increase in temperature and the adhesions produced in the tool. In addition, it was found that there were cycles in which there was an increase in the adhesions and the torque needed, up to a certain value, at which the adhered layer became detached, thus decreasing the torque, and the cycle started again [10].

Adhesions on the tools cause an increase in the temperature reached, which has important implications for the safety aspects of machining magnesium alloys.

In the machining of magnesium alloys, there are two safety issues. The first is the risk of ignition of chips at temperatures above 400°C, especially when they are in the form of small particles. The second is when using water-based lubricants, as magnesium reacts with water to form hydrogen, which is flammable and potentially explosive [101], [119].

To prevent chip ignition, several authors have focused on temperature control, for which optical pyrometry and infrared cameras provide the best results [138]. In milling operations on AM50A alloy, the range of cutting parameters at which ignition occurred

was 2000 to 4000 rpm, 100 to 400 mm/min and depth of cut of less than 80 μm [139]. Indirectly, by melt or burn marks on the chips, a safe limit was established in the parameters of 1200 m/min cutting speed and a feed rate of 0.3 mm/tooth [140], where the ignition temperature was not reached, using a thermographic camera [141].

Controlling the temperature reached can be done in different ways; using coatings such as diamond, which, due to its high conductivity, reduces the temperature increase [142], increasing the thickness of the chip without deforming [143], or decreasing the feed rate [142].

The problem arises from the formation of hydrogen when magnesium reacts with water to form magnesium hydroxide and hydrogen. The use of cutting fluids with higher pH values reduces H_2 values by up to four times, and less H_2 is generated in storage by air-drying the chips beforehand [145].

Thus, the lubrication-cooling system is crucial in machining. Due to the excellent machinability, dry machining is possible, but the use of high cutting speeds, the increase in temperature produces adhesions that worsen the quality and can lead to ignition of the chips. The use of water-based lubricants reduces the temperature and the risk of ignition, but leads to the production of H_2 , which can be overcome by using other lubrication-cooling systems.

An interesting study on MQL oil lubrication found that 95% of the drills kept constant torque, and only 2% showed an increase in torque as the run progressed. This is a significant reduction, compared to 73% when machining dry, or 17% when using water-based lubrication [22].

The performance of MQL oil lubrication is related to the temperature reached, adhesion formation, force, and torque; additionally improving surface quality. This lubrication-cooling system achieved the lowest temperature at steady-state conditions when drilling successive holes, compared to dry drilling and water-based lubrication [10].

2.4 Surface integrity.

The process of drilling magnesium alloys is complex, with many variables influencing the process. As a result, the quality and characteristics of the drilled surfaces vary because of the machining conditions.

To set up the study of machined surfaces, it must extend beyond surface topology to include metallurgical and property alterations or defects, in what is termed surface integrity. These alterations are of key importance because they influence the performance of components and their behaviour in service. Surface integrity covers parameters ranging from roughness, microstructure, micro-hardness, or residual stresses, with other parameters classified by groups being listed in detail in Table 2.13.

One of the weaknesses of magnesium alloys is their poor corrosion resistance. Several studies have found that this is influenced by the microstructure and grain size of

the alloy [152]-[154]. In addition, surface roughness determines certain functional characteristics, such as sealing, fatigue, or friction and tribological characteristics. Also, the increase in microhardness caused by certain processes benefits certain properties such as resistance to corrosion or abrasion [155].

Surface roughness can be quantified by various parameters, each of which has strengths and weaknesses. It is possible to relate each of these parameters to the functional and physical characteristics to which they are linked, as shown in Table 2.12, and thus choose the most proper one according to the most important properties to be considered.

In relation to magnesium alloys, the influence of the aluminium content has been investigated, finding a strong relationship with the formation of BUL and FBU type adhesions, the latter appearing from the critical cutting speed, thereby increasing the roughness obtained, as shown in Figure 2.38. The appearance of FBU was conditioned by the presence of the γ phase of $Mg_{17}Al_{12}$, which ultimately depended on the aluminium content.

Regarding the AZ91D-F alloy, it has been studied by several authors. In dry facing operations, the increase in roughness values was verified when using higher feed rates [169]. In intermittent turning operations, similar conclusions were obtained [102], and, in addition, the improvement in roughness was verified using MQL lubrication [101].

The surface alterations produced in magnesium alloy drilling operations have been studied in several works, most of them dealing with geometrical alterations, mainly roughness.

It was found that, initially, the roughness obtained by different lubrication-cooling systems obtained similar roughness values, but, after a certain number of drilling operations, the Ra increased linearly when drilling dry, which did not occur when using other methods [22]. The strong influence of feed rate on roughness has also been verified, with cutting speed having a limited impact [118].

The influence of drills has also been investigated, finding that when lubricating with MQL, lower roughness was obtained when drills with a point angle of 118° were used in conjunction with higher cutting speeds. Conversely, when the point angle was 135° , improved surface quality was obtained at lower speeds [119]. Studying a wider range of point angles, from 40° to 120° , it was found that the lowest roughness was obtained at higher point angles [122]. In terms of material, an improvement in Ra values was found when using carbide drills compared to HSS drills [121].

The operation of enlarging a pre-drilled hole is common in machining processes and has been dealt with in the context of maintenance and/or repair of components in the aeronautical sector. It was verified that the type of tool was the most influential factor in roughness, with drills with point angles of 135° obtaining lower roughness than those of 118° . In addition, the use of higher cutting speeds increased roughness [123]. Another

work like the previous one corroborated the great influence of the tool, showing the improvement in roughness obtained when using TiN-coated drills [124].

In addition to roughness, surface topology has been evaluated by three-dimensional images obtained by an optical profilometer, obtaining roughness four times lower when using water-based lubrication-cooling systems or MQL, compared to dry machining [22].

On AZ91D alloy, circularity and diameter error in drilling operations were studied. It was found that, as the cutting speed increased, the circularity decreased and the error increased, with the feed rate showing a second order effect, showing a maximum around 0.2 mm/rev, where higher values of circularity and error were obtained [121].

Also, in the dry drilling of this alloy, a layer was found where the microstructure was altered, between 600 and 900 μm . In this layer, the average grain size went from 318 to 70 μm , due to recrystallisation phenomena, and this effect did not occur when using water-based lubrication systems or MQL. These changes occurred above 270°C and affected the microhardness obtained [116]. Similar work on AM60 alloy showed microhardness variations up to a distance of 300 μm from the surface, showing a softening effect when dry drilling and a hardening effect when using water based or MQL lubrication, as shown in Figure 2.37 [22].

Microhardness variations due to microstructural changes in the AZ91 alloy were studied in another investigation, where it was found that the γ -phase ($\text{Mg}_{12}\text{Al}_{17}$) had a hardness about twice that of the α -phase magnesium and, in the $\alpha+\gamma$ phase regions, the hardness corresponded to the hardness weighting of its phases [120].

In addition to roughness, other means for topological characterisation of surfaces have been used, such as optical methods like SEM. An alternative is the extended depth from focus technique or EDF, which consists of processing a sequence of images focused on different planes to create an image that is focused on its entirety and an elevation map of each point can be obtained [176]. This technique has been used for microstructural studies, the wear of micro-tools or the study of fracture in ceramics [179]-[182].

It can be concluded that magnesium alloys, due to their low density, are a clear alternative in applications where mass reduction is fundamental, as is the case in the aeronautical sector.

In this sector, it is necessary to make many holes that must meet strict quality requirements and demanding characteristics in the surfaces obtained. These characteristics are determined by the alloy and its forming process and by the operating parameters used in the machining, where the microstructure of the alloy plays a key role.

Surface integrity determines to a large extent the in-service behaviour of the components, in such important characteristics as fatigue, corrosion and wear. In addition to meeting quality requirements, these requirements must be addressed by

improving service life by improving microstructure, surface hardness or topology, depending on the specific application of the components.

Roughness quantification can be done with various parameters, such as Ra . As the drilling process is complex, the EDF topological characterisation technique helps the understanding of the process by helping to study the interactions and surface characteristics obtained.

Safety aspects are relevant, due to the ignition of magnesium chips above 450°C, and the formation of hydrogen atmospheres when reacting with water, so it is necessary to study the lubrication-cooling system used.

3 Methodology.

This chapter describes the methodology followed in the experimental design, from its planning and organisation, the establishment of the study variables, the factors and their levels, the design of the experiment and the method to be followed in its execution. Likewise, the protocol to be observed for the measurement of the response variables will be presented, including the equipment and tools necessary to carry out the process. After this, the data from the experiment are analysed using statistical tools, employing the analysis of variance technique and goodness of fit tests of the analysis, as well as the regression model obtained to represent the behaviour of the variable under study.

It is considered important to point out that the scope of application of this work is the maintenance and/or repair of components in the aeronautical sector. Specifically, the aim is to drill holes slightly larger than the diameter of the earlier hole in an efficient, safe, and environmentally sustainable manner, maintaining the surface roughness values, Ra , between 0.8 and 1.6 μm typical of this sector.

In the first experimental phase, the aim is to figure out whether it is feasible to drill a pre-drilled hole in an AZ91D-F alloy while complying with the established quality requirements, and to study the influence of the main process parameters on the surface quality obtained. In the second phase, based on the conclusions of the first phase, the aim is to investigate the influence on surface integrity of the characteristics of the sharpened drills with different point angles and their coating, as well as the following process parameters: feed rate, lubrication-cooling system, and depth from the start of the hole.

3.1 First experimental phase.

The purpose is to investigate the influence of the factors on the surface quality, using Ra , in line with most of the similar investigations [22], [115], [116], [119], [121]-[124]. According to ISO 4287 [157], it is defined as: "arithmetic mean of the absolute values of the ordinates $Z(x)$ within a sampling length". It is obtained from the primary profile by applying a filter λ_c , which separates the waviness and roughness components.

This parameter is also a usual requirement in the industry, determining functional characteristics of the components such as: friction, wear, tribology, sealing or resistance to corrosion, which causes so many problems in the use of magnesium alloys.

Regarding the parameters to be considered, it would be expected that the feed rate would be of relevance, in accordance with the numerous works that have studied its influence on surface roughness in the range of 0.1 to 0.7 mm/rev. The cutting speed would be the second factor to consider; in most studies values around 50 m/min were employed [22], [53], [115], [116], [121], [122]. Moreover, these values would be in the order of magnitude of those recommended by the main tool manufacturers.

As far as tools are concerned, the impact on surface quality of characteristics such as material, type of coating or point angle has been shown [115], [116], [121], [122], [126]. To address these aspects, in a first approximation, and not to increase considerably the number of individual tests, the type of drill used is established as a factor.

The framework fixed to this work, in maintenance and/or repair operations, the operation of drilling over an earlier hole; eliminating a minimum portion of material, which determines the depth of cut. At the same time, taking advantage of the possibility of drilling successively larger holes, the diameter of the tool will be considered as another factor to be taken into consideration.

Another factor to consider is the distance from the starting surface of the hole to where Ra is measured. As the drill bit advances, the temperature increases, making it more difficult to remove the chips and the heat generated, making it more difficult for the lubrication to reach the cutting area, among other aspects. Therefore, it is logical to think that they affect the machined surfaces in the same way.

To minimise the number of tests, the number of levels for each factor will be set at two and, for the feed rate, which is presumably of great importance, three levels will be used to detect non-linear effects.

All in all, a full factorial design was applied with five factors; three factors, cutting speed, type of tool and tool diameter, tested at two levels; one factor, feed rate, with three levels and a blocking factor, the depth from the start of the hole where the surface roughness measurement is taken, tested at two levels, as shown in Table 3.2. To have degrees of freedom for the evaluation of the error, one replication has been considered; this implies the execution of 96 experiments, as shown in the experimental design in Table 3.3.

The execution of the trials will be in random order, to comply with the randomisation principle. By performing a replication, the repetition principle is followed. The lock-in principle is ensured by constant maintenance of the methodology, thereby controlling factors not considered that could affect the outcome [183].

3.2 Second experimental phase.

The second experimental phase was based on the data obtained in the first phase and its analysis. The objective was to investigate the influence of sharp drills with different point angles and coating and other cutting parameters (feed rate, the lubrication-cooling system, and the depth from the start of the hole) on the surface integrity of the surfaces obtained by re-drilling the AZ91D-F alloy.

The aim is to provide answers to the questions initially posed and to those questions arising from the first experimental part. The study of the surfaces will be extended not only to roughness, but also to the surface integrity obtained, including new factors such as Vickers microhardness.

In addition to Ra , other roughness parameters will be used, such as Rz and RSm . To quantify the topology at a larger scale than the roughness parameters, 3D images obtained using the EDF depth of field extension technique from optical microscopy images will be used.

The size of the burrs produced during drilling will be studied, as they affect both the joining and assembly of the components, as well as the aesthetic aspects. For this purpose, the height will be measured by a system equipped with a lever dial indicator.

Therefore, in this second experimental phase, the roughness parameters Ra , Rz and RSm , and the height of the burrs will be studied. This study will be complemented by obtaining 3D images obtained by the EDF technique and Vickers microhardness measurements of the surfaces.

Regarding the factors, the first experimental part has shown the relevance of the tools, mainly the point angle, which other similar works have also concluded [119], [122], [126]. Considering this, and the intended practical application of this Thesis, drills will be studied as they are normally used in workshops, i.e., resharpened. The point angles will be within the usual range recommended by the manufacturers, i.e., between 118° and 140° .

The coating used on the drills has also been shown to influence the surface quality [99], [104], [105], [115], [116], [167], and will hence be considered as a factor.

Considering the environmental and safety aspects, the lubrication-cooling system used will be considered to determine its influence on the response variables. Therefore, dry drilling and MQL lubrication will be evaluated.

In addition to the aforementioned factors, both the feed rate and the distance from the entrance surface of the hole will be kept as factors. The levels of all the factors will be two, apart from the point angle, which will have three levels, as shown in Table 3.4. Thus, the experimental design consists of 48 individual experiments, as shown in Table 3.5.

Regarding the organisation and execution of the experiment, a parallelepiped-shaped specimen has been prepared, machined with low cutting conditions in order not

to alter the microstructure of the AZ91D-F alloy. Each of the machined holes shall be marked with the number corresponding to the test, also identifying each of the tools used.

The positioning of the specimen in the CNC milling machine shall be carried out with a hydraulic clamp, using a dial gauge to ensure the parallelism of the faces with the machine axes and of the upper surface with the plane of the table. The drills are clamped in the milling machine using clamps suitable for the diameter of the drills. A detailed method has been established, which specifies all the operations to be carried out for each of the individual tests, and the order in which they are to be carried out and recorded, after which the response variables will be measured.

3.3 Procedure for measuring variables.

After the execution of the individual tests, the response variables are measured. For this, the organisation and development of the measurements must be planned, establishing the methodology, means and conditions. The measurements must be taken in the metrology laboratory, at a similar temperature, with computer equipment for recording the data.

The roughness parameters will be measured with a roughness meter, which automatically calculates the values of Ra , Rz and RSm and allows the export of the roughness profile obtained and the quantified parameters. It is necessary to have a flatness table, shims and rulers for the correct positioning and alignment of the specimen with respect to the roughness meter, as well as a positioning tool for the probe.

The roughness measurement is going to be done in four points angularly separated at 90° , supporting the specimen on its lateral faces, filing each of the measurement reports generated by the roughness meter software. The content of the report is shown in Figure 3.1.

The measurement of the burr height shall be done by means of the quantification, by contact with a mechanical stylus of spherical geometry, of the maximum height reached during the relative movement between the specimen and the stylus.

This requires a lever dial gauge with at least 0.01 mm resolution and 1 mm measuring range, a flatness table, two ground cylinders of equal diameter and a support or articulated arm for holding and positioning the dial gauge. Four measurements shall be made for each hole, at 90° apart, noting the maximum measurement from the top face of the specimen.

To obtain images, a metallographic microscope is needed, equipped with different objectives to provide a sufficient margin of magnification, and which must be calibrated by means of optical standard rulers. It must also have a high-definition digital camera and the proper image processing software to be able to record and process, if necessary, the images obtained.

The images of the inside of the holes require prior sectioning of the specimen, for which it shall be sectioned along a plane containing the axis of the hole, without altering the microstructure of the surface. It is important to record and store the images for next processing using the EDF technique.

3.4 Statistical analysis.

Once the measurements of the response variables have been made, the statistical analysis of the experimental data can be performed. For this purpose, statistical computer tools will be used, specifically Minitab 17, and by means of ANOVA, the data will be analysed, and the hypotheses proposed will be confirmed or not. In addition, graphs of the data, normality tests and other analyses of interest in this study will be carried out.

The analysis will consider all the factors set up in the experimental design, that is, five in each of the two phases of the experiment, considering the first-order interactions between the factors, so the ANOVA will be reflected in Table 3.6. Significant factors will be figured out using Snedecor's F-estimator, for a given significance α , and, alternatively, using the p-value.

After performing the ANOVA, it is necessary to check that the assumptions of normality, constant variance and independence are met by using the residual plots, defined as the difference between the observed response and that predicted by the model [183]. Thus, normality will be checked on a normal probability plot of the residuals; a straight line will be followed if normality is met. Constant variance will be checked by plotting the residuals against the predicted values of the model, where the points should be contained in a band with no pattern shown. In the case of independence, it shall be checked by plotting the order of data collection against the residual, where no trend or pattern should be shown.

If the normality plot test gives rise to doubts, the Anderson-Darlin test and the Kolmogorov-Smirnov test shall be used. In both cases, normality is evident when the p-value $> \alpha$. The use of these two tests is because they complement each other, since the Kolmogorov-Smirnov test is more sensitive to values close to the centre of the distribution, while the Anderson-Darling test is more sensitive to extreme values [196]-[198].

A successive process of elimination of non-influential terms is conducted, obtaining the reduced ANOVA model, formed only by significant terms. From this model, a regression model can be constructed to predict the value of the response variable. The quality of the model is found with different coefficients, namely the coefficient of determination R^2 and the adjusted coefficient of determination R^2_{aj} .

It should be emphasised that, in addition to the statistical analysis, the study and interpretation must be extended to the technological and industrial field, in such a way that, based on the mathematical conclusions, an engineering interpretation of the complex process of re-scaling investigated is possible; allowing a vision beyond statistics

that is at all times strongly supported by the State of the Art of the question and that helps in the achievement of the objectives.

4 Applications and Analysis of Results.

4.1 Applications.

4.1.1 Definition of the experiment.

- First experimental phase.

The first experimental phase will deal with the influence on surface roughness of a set of factors. Among the cutting parameters, the following have been selected: the feed rate, f , with three levels of 0.2, 0.4 and 0.8 mm/rev, and the cutting speed, S , with two 60 and 120 m/min. The ranges have been set up according to the recommendations of the manufacturers of the tools used and those stated in the State of the Art, considering the framework of the Thesis in maintenance and/or repair tasks.

The diameter of the drill, D , will be another factor to be considered; its levels have been established at 7 and 7.5 mm. The drill holes will be drilled to a depth of 20 mm, over earlier holes, keeping the depth of cut constant at 0.125 mm, so the holes will be 6.75 mm for the 7 mm diameter drill, and 7.25 mm for the 7.5 mm diameter drill. In addition, the type of drill bit, T , will be considered as another factor to be included in the experiment. The distance from the entrance of the drill hole, at which the roughness measurement, MD , will be considered as another factor, setting its levels at 5.5 mm (TP) and 15 mm (BP). The factors and levels of the first experimental phase are shown in Table 4.1, and, considering the replication conducted, the tests are as shown in Table 4.2.

The roughness measurement will be taken, at each of the two measurement distances, at four points, 90° angularly separated, as shown in Figure 4.1.

- Second experimental phase.

In the second experimental phase, surface roughness will be characterised by the roughness parameters Ra , Rz and RSm , completing the study by means of microscopic and macroscopic images that allow the topology to be qualitatively assessed at other larger scales, which will be processed to obtain 3D images.

To measure the Vickers microhardness, different indentations will be made from the drilled surface, increasing the distance radially in steps of 0.3 mm, as shown in Figure 4.2.

The maximum height of the burrs shall be measured by a lever dial indicator, at four points 90° apart at an angle, as shown in Figure 4.1.

The re-drilling process shall be performed at a depth of 20 mm from the top surface of the specimen, starting from pre-drilled holes of diameter 7,75 mm, using drills of

diameter 8 mm, resulting in a depth of cut of 0,125 mm. This simulates repair tasks in which it is important to remove a minimum layer of material to minimally change the geometry and not weaken the part.

Regarding the factors to be considered, there will be a considerable difference compared to the first experimental phase. Firstly, the feed rate, f , is kept as a factor, being evaluated at two levels; 0.4 and 0.8 mm/rev; leaving the cutting speed constant, with a value of 60 m/min. The measuring depth, MD , is also considered in the same way, also with the two levels established in the first experimental phase.

Likewise, once the importance of the tool has become clear, we are going to further our knowledge of its characteristics, incorporating two factors. On the one hand, the point angle of the drill bits, γ , and, on the other hand, the type of coating, C .

To consider the operations in an environment as close to reality as possible, the drill bit tips will be sharpened with a drill bit sharpening machine with three values of the point angles. Specifically, at 118°, 130° and 140°, all other geometrical characteristics of the tool staying the same.

For the qualitative factor type of coating, C , two levels are set: uncoated and with a titanium nitride coating, TiN, which is one of the most widely used.

In addition to dry machining, the MQL lubrication system is to be considered for the safe and sustainable execution of re-drilling operations. Therefore, the lubrication-cooling type, L , with a flow rate of 40 ml/h, is introduced as a factor. Thus, all factors and their levels are set up as specified in Table 4.3.

In the second experimental phase, the design consists of 24 back-squared tests, corresponding to the three factors at two levels and one factor at three levels, which are listed in Table 4.4. For the roughness parameters, the measurement distance factor, MD , with its two levels, would be added, so there would be 48 experiments.

4.1.2 Materials.

The magnesium alloy used in this study is UNS M11917 (AZ91D-F), in ingot form, whose density and main mechanical properties are given in Table 4.5. It has a microstructure composed of magnesium α -phase and a eutectic phase ($\alpha+\gamma$), having the intermetallic γ ($Mg_{17}Al_{12}$), at the boundary of the grains, which gives the mechanical properties and behaviour during machining.

The specimen has dimensions of 110x62x50 mm, with Ra below 2 μm , accommodating a maximum of 18 holes on each face, distributed as shown in Figure 4.3.

The machine used to drill the holes is a Mikron VCE 500 numerical control vertical machining centre, equipped with a hydraulic clamp for clamping the specimen, which was positioned using a three-dimensional tester. For the clamping of the drills, collets suitable for the diameter of the drills were used, which were inserted into a collet chuck.

The re-drilling process was performed on pre-drilled holes with a depth of cut of 0.125 mm. That is, with drill diameters 0.250 mm larger than the hole; therefore, to avoid off-centring, the specimen was not moved from the clamp either during the machining of the pre-drilled hole or during the re-drilling operation.

Phantom brand HSS twist drills were used, manufactured following DIN 1897 [200], with a straight shank and a normal helix type N according to DIN 1836 [201], sharpened using split form C point, in accordance with the specifications of DIN 1412 [202].

In the first experimental phase, two types of drills with diameters of 7 and 7.5 mm were used. Type A, with a point angle of 118°, and type B, with an angle of 135°; named by the manufacturer as 11.130 and 11.160 respectively.

In the second experimental phase, 8 mm diameter drills of two types were used, one without coating, named 11.160, and the other with TiN coating, named 11.161, easily distinguishable by its golden colour. The point angle of the drills was sharpened at angles of 118°, 130° and 140°, which can be seen for both types of drills in Figure 4.5. The sharpening was performed using a 750X drill bit sharpener, manufactured by Darex, shown in Figure 4.6.

Two lubrication-cooling systems were employed. On the one hand, dry machining and, on the other hand, a Noga Minicool MQL lubrication system was used. This system has a flow regulator and a nozzle at the end to control the flow angle, and a flow rate of 40 ml/h was used. Rhenus Nor SSL, with viscosity $4.7 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ at 40 °C and a density of 0.92 g/ml^4 at 20 °C, was used as the lubricant.

The roughness parameters were measured with a Zeiss Handysurf E-35A stylus roughness tester, equipped with a special stylus that allows measurements to be taken in holes from 6 mm in diameter. A fixture allowed the stylus to be positioned to take measurements at 90° points by rotating the specimen and resting its side faces on a flatness table, as shown in Figure 4.8.

The height of the burr produced on the entry face of the drill bit is another variable to be quantified. For this purpose, the specimen must be supported on two ground cylinders on a flatness table, allowing smooth displacement. The measurement is carried out by means of a dial test indicator, which is placed on an articulated arm. For the execution, the zero was taken on the upper face of the specimen, taking four measurements in each hole, at four points at 90°, moving the specimen smoothly and recording the maximum value reached, as shown in Figure 4.9.

To perform the microhardness measurements and image acquisition, the specimen had to be cut through the mid-plane of the hole in the axial direction. This was done by milling, using low cutting parameters and lubrication-cooling, so as not to alter the microstructure. After machining, polishing was made on a metallographic polisher and cleaning was carried out with an ultrasonic cleaning machine using ethanol, in order to remove any residue.

Microscopic images were taken using a Nikon Eclipse LV150 metallographic microscope with a 12-megapixel Bresser Microcam II digital camera attached and connected to a computer via USB. From the series of images focused on different planes, 3D images and a topological reconstruction of the borehole surfaces were generated using the free ImageJ software, using the Stack Focuser plugin [203].

The Vickers microhardness was measured using a Shimadzu HMV-2000 microhardness tester, using a 10 g load, taking successive readings at distances of 0.3 mm from the surface of the hole in the radial direction.

4.2 Analysis of Results.

4.2.1 First experimental phase.

In view of the data obtained, the roughness can be considered as acceptable, since the range of fluctuation of the average Ra values is between 0.38 μm and 2.49 μm . Therefore, it can be stated that it is feasible to perform re-drilling operations in a safe and sustainable manner, while maintaining the general quality requirements of Ra between 0.8 μm and 1.6 μm . This is possible, even if there are 5 values above the upper limit, considering the 16% rule of ISO 4288:1996 [185], as the upper limit is exceeded by 5.2% of the values and are therefore considered to meet the requirements.

Prior to performing the ANOVA, the normality of the data was checked by the residual plot of the mean Ra values, which showed doubts about the normality assumption. To assess more precisely, the Anderson-Darling test and the Kolmogorov-Smirnov test were used. Both showed non-normality of the data.

For the transformation of the data into a normal population, several types of transformations were tested, with the best results of normality being obtained by using Johnson's transformation, for which the expression in Equation 4.1 was used, the transformed data are designated as Ra^t . After obtaining a normal distribution, it is possible to perform the ANOVA analysis of the transformed data, which are collected with the original data in Table 4.7.

The statistical analysis was performed using Minitab 17 software with a confidence level of 95%. The unreduced model, with up to second order terms, shows cutting speed, S , and tool type, T , as significant factors, and of the interactions, those of cutting speed with tool diameter, $S*D$, and feed rate with tool diameter, $f*D$, as significant. The significance of the factors is clearly shown in the Pareto diagram in Figure 4.12. As for the reduced model, it shows the same results, with the same factors being significantly influential.

To predict the response of the system, a model of the surface roughness has been proposed, the response being the transformed roughness values, Ra^t , expressed by Equation 4.2, with the estimation parameters shown in Table 4.10. After verifying the validity of the model, by the inverse of the transformation used, it is possible to predict the values of Ra , in the drilling operations, from the values of the significant parameters,

which are shown for the combinations of factors and levels of the experiment in Table 4.11.

From the Ra values measured and predicted by the model, it can be affirmed that the model presents an acceptable correlation, the maximum absolute error being 0.28 μm , the predicted values being between 0.52 μm and 1.23 μm .

From the ANOVA data, the contribution of the factors can be established. The most important factor is the tool type, T , followed by the interaction of cutting speed and diameter, $S*D$; assuming between them about 75%, followed by the interaction of feed rate and diameter, $f*D$, and finally cutting speed, S .

The type of tool, T , is the most influential factor, with an Ra of 0.67 μm obtained when using tool type B, compared to 0.97 μm achieved with type A. The type B drill has a point angle of 135°, and 118° the type A. This result is consistent with those obtained in other similar investigations, which highlight the importance of the tool in the process [118], [121], [122].

The second effect in order of importance is the interaction of factors between cutting speed and drill diameter, $S*D$. Increasing the cutting speed has opposite effects on the diameters tested. Using a 7 mm diameter tool slightly reduces the roughness, with the measured Ra going from 0.87 to 0.76 μm and, when using 7.5 mm diameter drills, the increase in speed increases the roughness from 0.65 to 0.99 μm .

The interaction between feed and diameter, $f*D$, is the third. When using a feed rate of 0.4 mm/rev with 7.5 mm diameter drills, the minimum value of Ra is obtained, with a maximum with 7 mm drills.

Regarding cutting speed, it is the factor with the least influence on roughness, reaching higher values when the cutting speed is increased from 60 m/min to 120 m/min, going from 0.76 μm to 0.87 μm .

Given the importance of performing the operations in the shortest possible time, this would entail the use of higher feeds and cutting speeds to maximise the material removal rate. Under these conditions, average roughness of 0.74 μm would be obtained when using a type B drill, and 0.97 μm with type A.

Of the 5 measurements above the upper limit of 1.6 μm , all were made with the type A tool, which reinforces the importance of tool type as the main factor in influencing Ra .

Separating the populations of the two types of drills, the normality test shows that the data for tool type B is a normal population. However, for type A, this does not occur, the data being of a non-normal type, presenting strong asymmetry, with the tails lengthening to the right.

4.2.2 Second experimental phase.

In the first experimental phase, the importance of the type of tool in terms of its influence on roughness was highlighted. To research further, two characteristics of the drills were established as factors to be studied: the point angle and the type of coating. Considering the practical application of this study, the simulation of the operations was planned as in real life, that is, subjecting the drills to successive sharpenings, taking advantage of these operations to materialise different values of the point angle.

Likewise, and with the aim of executing the re-drilling operations in a safe and environmentally sustainable manner, dry drilling was carried out, using an MQL lubrication system, maintaining the feed rate and the roughness measurement distance from the entrance of the drill as a factor.

The response variables will be increased, using Ra , Rz and RSm as roughness parameters, complementing the topological analysis by micro and macroscopic images and 3D images reconstructed by EDF. In addition, the study will be extended by microhardness measurements and the burr height will be quantified, as it is an important parameter in part assembly processes.

This second phase of the experiment consists of a full factorial design, made up of 48 trials. In it, roughness was measured at 4 points at 90° , as well as burr height. All these measurements are shown in Annexes II, III, and IV; the analysis was performed on the average of the 4 measurements, which are presented in Table 4.12. The burr height measurements are shown in Table 4.13.

Prior to the statistical analysis, the normality of the data was checked, with the Anderson-Darling and Kolmogorov-Smirnov tests showing a p-value greater than 0.15, which confirms the normality of the data.

The roughness values, the established range of Ra between $0.8 \mu\text{m}$ and $1.6 \mu\text{m}$, varying from $0.55 \mu\text{m}$ to $1.36 \mu\text{m}$. The Rz ranges from $3.14 \mu\text{m}$ to $10.57 \mu\text{m}$, with the RSm parameter varying from $137 \mu\text{m}$ to $369 \mu\text{m}$. The lowest roughness was obtained using a point angle of 118° , a feed rate of 0.4 mm/rev , and a TiN coating and dry machining, with values of $Ra = 0.60 \mu\text{m}$ and $Rz = 3.47 \mu\text{m}$, resulting in a value of $RSm = 221 \mu\text{m}$, which was not the lowest of those obtained.

From the ANOVA of the Ra data, the coating type, C , point angle, γ , and measurement distance, MD, were found to be significant. Among the interactions, lubrication with three other factors, coating type, $C*L$, feed rate, $f*L$, and point angle, $\gamma*L$, were significant in the first-order interactions.

The main factor is the type of coating, which contributes 31% of the reduced model. Using TiN-coated drills resulted in lower roughness ($Ra = 0.86 \mu\text{m}$ and $Rz = 6.03 \mu\text{m}$) compared to uncoated drills ($Ra = 1.03 \mu\text{m}$ and $Rz = 7.78 \mu\text{m}$). This result is like that obtained in the first phase and to that obtained by Gariboldi [115], who with similar cutting parameters obtained improvements in roughness in drills with an angle of 130° .

The point angle, with a contribution of 17%, obtained lower roughness values when having a value of 130° , achieving an Ra value of $0.87 \mu\text{m}$, with respect to the use of angles of 118° and 140° , which reached Ra values of 1.02 and $0.93 \mu\text{m}$, respectively.

Another of the main factors influencing the Ra is the measurement distance from the entrance of the drill hole, with a 6.6% contribution, which had a lower Ra value when the distance was shorter. One explanation for this is that, as the drill progresses, it becomes more severe, due to the greater difficulty in evacuating chips, dissipating heat, and lubricating the cutting zone. A similar result was obtained in the first part of the test, although it was not significant.

Regarding the interactions, the lubrication system appears in the three significant interactions, with the type of coating, with the feed rate, and with the point angle, ordered in terms of their percentage of contribution, with the effects shown in Figure 4.22. When using TiN coating, a considerable reduction in roughness is achieved during dry drilling, which is also reduced when using MQL, but to a lesser extent.

Regarding Rz , the results obtained are similar to Ra in terms of the main factors; the only difference is the feed rate factor, which was significant in Rz , going from $6.58 \mu\text{m}$ to $7.23 \mu\text{m}$ when increasing the feed rate from 0.4 to 0.8 mm/rev , and was not significant in Ra . These results agree with those obtained by Weinert *et al.* [118], although in their investigations this effect was more pronounced. Bearing in mind that the research is focused on maintenance and repair tasks, Rz would be the most decisive parameter in terms of fatigue resistance [158], [204], and, therefore, it would be recommended to use the smallest advance rate, which is 0.4 mm/rev .

The lubrication-cooling system showed significant influence on RSm , decreasing its value when using MQL lubrication to $205 \mu\text{m}$, compared to $270 \mu\text{m}$ when dry machining. The use of MQL lubrication has had a collateral effect, consisting of the formation of an agglomerate of oil and small magnesium particles, which can be seen in Figure 4.23, and which would increase the tendency to form adhesions to the surfaces, presumably affecting the surface quality.

The reduced roughness models, for estimating the Ra and Rz values, have the parameters and estimation equations given in Appendix V. These models have a coefficient of determination of $R^2=57.89\%$ for Ra , increasing to 72.85% for Rz , and are therefore considered moderately acceptable. From these models, it has been possible to predict the response of the system, whose estimates are shown in Table 4.16, in addition to the absolute error of the model.

- Analysis of the burr height.

The individual values of burr height have a large variability, from $20 \mu\text{m}$, the smallest, to a maximum of $250 \mu\text{m}$, as do the mean values of the 4 heights considered. The ANOVA of the mean values is shown in Table 4.17. Of these there are four factors with significant influence with a contribution of more than 10%, which are point angle

and, the interactions of point angle with coating type, feed rate with lubrication type and, coating type with lubrication type.

The point angle of the drills has a major influence, so that as its value increases, so does the height of the burr. It shows a considerable jump from 118° at 78 µm to a height of 98 µm when the angle was 130°, with a much smaller increase of only 2.38 µm when increasing the angle from 130° to 140°. This result is due to the higher mechanical severity with increasing angle, as corroborated by other studies [132].

The significant interactions are presented in Figure 4.26. The interaction of point angle and coating, shows that, when using TiN coatings, the variation of burr height is minimal when varying the point angle, being of considerable importance in uncoated drills, obtaining a remarkable improvement when using 118°-point angle, which obtained 66.5 µm, from the values of and 108.75 µm when it was 130° and 140° respectively.

With reference to the interactions of the type of lubrication with the feed rate and with the type of coating, when using MQL lubrication, the burr height is lower when using uncoated drills and when using a feed rate of 0.4 mm/rev, while the opposite occurs when machining dry.

This fact could be explained by the increase in stresses produced when dry machining with the higher feed rate, which would prevent the formation of large burrs due to the breaking process of the chips formed, in line with the research and results obtained by Yazman *et al.* [53]. By using MQL lubrication, having a lower friction, although the feed rate is increased, sufficient stresses for chip breakage would not be reached. However, this conjecture needs to be confirmed by further testing.

- Analysis of other variables.

To access the internal surfaces, and to make the complementary tests, selected holes were sectioned, whose machining operating parameters are shown in Table 4.18.

The images obtained of these holes, at three depths, are shown in Figure 4.27. In the deepest part of the hole, there is a predominance of marks oblique to the feed direction, which are the result of the retraction movement of the tool. This assertion is based on the premise that the direction coincides with the direction of tool backward movement, and furthermore, the spacing between marks does not coincide with the feed rate used but does with feed rate maximum used in the empty movements.

In the central part of the drill holes, two types of marks stand out, corresponding to the forward and backward movements of the drill. The assertion is supported by the fact that the marks related to the feed are spaced 0.4 mm apart, which is compatible with the value of the feed rate used of 0.4 mm/rev, as shown in Figure 4.27, image 1b.

The shallower part of the boreholes, close to the drill bit entry zone, the marks corresponding to the drill bit feed prevail. In this zone, as in the intermediate depth zone, there are marks of approximately equiaxial shape and variable size, which are

designated as pits. The distribution of these pits seems to show a tendency to increase in number and size as the area approaches the entrance surface of the drill.

It is possible to relate the presence of these pits to a poorer surface quality. This statement is based on the fact that the pitting appears in a lower proportion in the holes machined with 130°-point angle drills and TiN coating, these being the levels that obtained the lowest roughness values.

The images obtained by optical means, as the surfaces are cylindrical, have a limited depth of field. To overcome this, and to be able to obtain 3D images of the surface topology, the EDF technique was used. Its use allowed the study with greater depth of field of the marks shown by the images of the machined surfaces, using higher optical magnification.

Figure 4.29 presents the images obtained by post-processing the image sequence of one of the pits. These are a fully focused image, the topological reconstruction, and the contour lines, which confirm that the pits form valleys. The explanation would be that the magnesium particles would be trapped between the workpiece and the drill bit, which in the movement would manage to detach particles from the surface, causing the pits. This hypothesis requires further tests for validation.

This method was also used to study the predominant recoil marks in the deepest part of the hole. Figure 4.30 shows one of these focused chewings and its topological reconstruction, which shows that they are formed by peaks or ridges, due to deposition phenomena. The explanation for this phenomenon would be the high tendency to form adhesions on the drill bit margin, which has been shown in this work and in earlier works, that during the backward movement would adhere to the surface.

Regarding microhardness, the indentation left by an indenter with a 10 g load was measured using 500x magnification. Measurements were taken at various distances from the drilled surface in the radial direction, the images of which at 500x magnification were used to measure the diagonals. The AZ91D-F alloy had a base hardness ranging from 64 to 75 HV.

As shown in Figure 4.32, the microhardness values decreased with increasing distance from the surface. The area corresponding to the surface hardened, with different variations depending on the parameters used.

Using 135°-point angle drills with TiN coating produced smaller hardness increases than those obtained using 118° drills without TiN coating. In these conditions, better surface qualities were achieved, so it can be postulated that the hardness increases are due to strain hardening phenomena, which would outweigh the softening phenomena caused by thermal effects, as shown in previous works [22]. Thus, the use of more severe conditions would result in greater surface hardening and increased roughness, as well as higher burr heights.

Table 4.19 shows the cutting conditions that optimise various characteristics. Regardless of the lubrication-cooling system used, better roughness would be obtained

using a point angle of 130°, TiN coating, and a feed rate of 0.4 mm/rev. In terms of productivity criteria, the use of a feed rate of 0.8 mm/rev allows remarkably close values to be obtained, using half the time. Considering roughness and burr height, the use of drills with a point angle of 118° considerably reduces the burr height without causing a large increase in roughness.

5 Conclusions and Future Developments.

5.1 Conclusions.

Throughout the development of this Thesis, a series of results and conclusions have been drawn that have contributed to knowledge in relation to AZ91D-F magnesium alloy re-drilling operations and their application in maintenance and/or repair tasks on components in the aerospace sector, providing information that can be used in a practical way in workshops that carry out these operations in real life.

At the same time as these conclusions have been reached, new questions have arisen. Some of these questions have been partially answered, while others have not been fully resolved, which has given rise to avenues for future research and development work.

5.1.1 General conclusions.

From the chapters on the State of the Art and Methodology, it has been possible to identify the following general conclusions:

- Magnesium alloys have specific mechanical characteristics that allow them to compete successfully with other structural materials. In particular, in aeronautical applications where mass reduction is essential. However, there are some restrictions in their use, mainly due to their limited ductility, their low corrosion resistance, or their reduced formability at room temperature, to mention some of the most important ones.

- The properties of these alloys are strongly influenced by the primary forming processes by which they are produced. Most of them have been produced by die casting; the AZ91D-F alloy, which is the subject of this research, belongs to this group.

- The machining of magnesium alloys allows high values of cutting parameters to be used, obtaining particularly good surface finishes. In addition, considering that they produce low stresses and wear on the tools, and generate short chips, they are recognised as having excellent machinability; they can be used without complications in the most common machining operations, including drilling.

- There are two main problems associated with machining magnesium. Care needs to be taken due to, the risk of ignition of the chips produced when temperatures of 450 °C are reached; essentially when they are in the form of small particles or dust. Moreover, if water-based coolants are used as cutting fluids, there is the risk of

hydrogen formation when reacting with water, forming flammable and potentially explosive atmospheres.

- It can be affirmed that, nowadays, there is still a lack of knowledge at a practical level, accentuated in the maintenance and/or repair workshops in which this work is framed, about the most suitable cutting parameters to carry out machining operations on magnesium alloys, compared to other more usual ones such as aluminium or steels.

- To quantify roughness, there are several types of parameters that evaluate the profile obtained, the most used being Ra , but there are others, such as Rz or RSm , which compensate for the limitations of Ra in certain aspects and thus complement the topological analysis conducted.

- Surface integrity extends the study beyond the topology of the machined surfaces, expanding and covering the metallurgical transformations that occur, the variations in mechanical properties or the deformations suffered. These alterations are of great relevance as they determine, in an important way, the behaviour and service life of the components.

- It is essential to establish the machining parameters of the components since, in addition to determining the dimensional accuracy and surface roughness obtained, they have a marked influence on other aspects of surface integrity and thus have a direct impact on the performance of the machined parts.

- The use of the ANOVA statistical method makes it possible to treat and quantify the influence of the factors considered, their interactions and the levels tested on the study variable, making it possible to identify those whose influence is statistically significant.

- For a more complete study of the surface integrity obtained in machining operations, it is possible to complement the surface roughness data obtained with different parameters using other methods. These include optical macro and micrography, 3D imaging using the EDF technique and microhardness tests, the latter evaluating the variation in hardness as the separation from the machined surface increases.

5.1.2 Specific conclusions.

In the first experimental phase, the objective was to determine whether it was feasible to carry out re-drilling operations, complying with the general surface quality requirements established for the aeronautical sector, and to study the influence of the main operating parameters on the roughness obtained on the drilled surface; carrying out these operations in a safe and environmentally sustainable manner. The particular conclusions drawn from the results of the first experimental phase are as follows:

- It is confirmed that it is possible to carry out the re-drilling operations of the AZ91D-F magnesium alloy in the prefixed framework of maintenance and/or repair processes of components in the aeronautical sector, in a safe and environmentally

friendly way, maintaining the surface quality within the margin established for this sector. That is, maintaining Ra values between $0.8 \mu\text{m}$ and $1.6 \mu\text{m}$.

- The most decisive factor in terms of its influence on Ra is the type of tool used, with most improved surface quality being obtained when using type B drills, which have a 135° -point angle compared to those using an angle value of 118° .

- The interactions of the drill diameter with the feed rate and cutting speed influence the roughness. Among the feeds evaluated, the value of 0.4 mm/rev obtained the highest roughness when using a 7 mm diameter drill, while the lowest roughness was obtained when using a 7.5 mm diameter drill. In relation to the feed rate, its increase led to lower roughness when using 7 mm drills, obtaining higher Ra values when using 7.5 mm diameter drills.

- Contrary to what might be expected, in the range of feed rate values used, from 0.2 mm/rev to 0.8 mm/rev , the feed rate does not significantly influence the roughness values obtained.

- Surface roughness can be considered to remain constant throughout the hole depth, as this variable has no statistical significance.

- It is possible to maximise the productivity of the operations while maintaining the quality requirements, for which a feed rate of 0.8 mm/rev and a cutting speed of 120 m/min would be used: obtaining average Ra values of $0.74 \mu\text{m}$ for type A drills and $0.97 \mu\text{m}$ for type B drills.

In the second experimental phase, the results obtained in the first phase of the tests were incorporated. Based on the previous results, it was proposed to investigate the influence of the characteristics of the drills used on the surface integrity, as is normally done with repair and/or maintenance operations in machining workshops. That is, with resharpened tools to regenerate the cutting edge. The particular conclusions relating to the second experimental part developed are specified below.

- The use of resharpened drills, in the margin of the operating conditions used, has shown their capacity to obtain surface roughness lower than the maximum set up in the standards ($0.8 \mu\text{m} < Ra < 1.6 \mu\text{m}$), maintaining the average values of Ra lower than $1.4 \mu\text{m}$.

- It has been confirmed and reinforced the idea that the type of tool has a crucial importance in the characteristics obtained in the re-drilled surfaces; showing significant influence both the point angle and the type of coating on the roughness obtained.

- The type of coating is the main factor in terms of its contribution to the roughness obtained; achieving lower Ra values when using TiN coating compared to uncoated drills. Specifically, the average Ra value went from $1.03 \mu\text{m}$ to $0.86 \mu\text{m}$, and from $7.78 \mu\text{m}$ to $6.03 \mu\text{m}$ for Rz .

- The point angle showed a second order response, with a minimum roughness at a value of 130° . However, this behaviour varied depending on whether TiN coating was used or not.

- The roughness values obtained for the R_z parameter showed similar trends to those for R_a . In addition, the feed rate was found to have a significant influence on it; R_z values increased as the value of feed rate increased.

- In relation to burr height, tool characteristics showed influence. The point angle of the drills was the main factor; producing lower burr heights when lower point angle values were used. The type of coating used was also significant, with the use of TiN coating producing lower burrs compared to the use of uncoated drills.

- Macroscopic images of the drilled surfaces revealed three distinct areas. The deepest one showed marks produced by the tool in the backward movement. In the central and shallower one, the marks were from the backward and forward movements; the latter type tended to prevail when the position was closer to the entrance of the hole, a tendency shared with the pits appearing on the surface.

- A relationship has been shown between the surface pitting and the roughness values obtained and, likewise, with the characteristics of the tools used.

- The use of the EDF technique made it possible to analyse the topological phenomena of the surfaces, relating them to material removal and adhesive-type processes.

- The microhardness profile showed the relationship between the surface hardening produced and the parameters of the process used and made it possible to establish a relationship between the decrease in the increase in hardness as it moved away from the drilled surface in the radial direction.

- It was possible to set up the operating parameters that optimised the response of the system by minimising the roughness obtained, increasing productivity, or reducing the height of the burrs produced, in such a way as to establish the re-drilling conditions that optimised the process according to the priorities of the specific task in question.

Considering the practical approach and the established framework of component maintenance and/or repair operations in the aerospace sector, rules and practical advice have been established allowing a wide margin in the selection of process parameters depending on the constraints of the situation. In such a way that it is possible to maximise certain aspects such as roughness, burr height or productivity, maintaining the established quality requirements and carrying out these operations in a safe and environmentally sustainable way.

Making an overall assessment of the conclusions drawn from the development of this Thesis, it can be stated that the magnesium alloy re-drilling processes, within the margins of the operating parameters used, are shown to be highly complex. Several factors are involved in the characteristics of the surfaces obtained, such as: the

operating parameters, the metallographic properties of the alloys, including the presence of the eutectic phase, the presence of which greatly affects machinability and the formation of adhesions on the tool, and, most importantly, the characteristics of the tools used.

The complexity of these processes has also given rise to new questions which it has not been possible to address in this work, due to time and resource constraints, but which have been feeding new avenues of work and future developments. These may, on the one hand, give rise to new research and, on the other, continue to provide guidelines for improving the results obtained in the machining of magnesium alloys, enabling them to be put to greater use, leading to improvements for society in general. These developments are described in the following section.

5.2 Future developments.

Some future developments will be recorded below, which will allow further knowledge of magnesium alloy machining operations and/or supply answers to some questions raised during the preparation of the Thesis. Some of these developments are listed below:

- The present work has highlighted the significance of the presence of eutectic affecting the machinability of magnesium alloys. Fundamentally, in terms of the appearance of adhesive phenomena determined by the softening produced by this metallographic phase. Therefore, given the importance of these phenomena, the possibility of evaluating the temperature reached in machining by thermographic techniques and relating it to the formation of adhesions and, these, to the topology at micro and macroscopic level of the surfaces obtained is proposed.

- Related to the above, it would be interesting to corroborate the hypotheses put forward about the origin of the pitting and the marks left by the tool in the forward and backward movements shown in the microscopic and 3D images of the drilled surfaces. To this end, new tests are proposed to analyse the chemical composition of the areas of interest on a microscopic scale; scanning electron microscopy with X-ray energy diffraction can be used.

- Due to the low depth of cut used in the re-drilling, only 125 μm , the chips produced have been of small size (particles or dust). These seem to affect the surfaces produced. Therefore, it is proposed, as a potential future development, to carry out new tests to investigate this phenomenon. A method that enables better elimination of the particles produced, such as through holes instead of blind holes, or the use of drills with an internal lubrication channel, which allows the use of MQL lubrication or compressed air, which, although its use would have a low cooling effect, would favour the elimination of the particles produced.

- The models developed using ANOVA explained only part of the variability observed. This would open up a new line of research to identify other factors that could have a significant influence on the roughness of the drilled surfaces. In this way, the

study of new factors such as the influence of the type of movement on the withdrawal of the tool and the parameters used, or the off-centre movement caused using the drill chucks usually employed in these operations is proposed.

TESIS DOCTORAL

2022

ESTUDIO EXPERIMENTAL SOBRE LA EFICIENCIA Y LA SOSTENIBILIDAD DE LAS OPERACIONES DE REPARACIÓN Y MANTENIMIENTO DE AGUJEROS DE PIEZAS DE MAGNESIO UNS M11917 DE INTERÉS AEROSPAECIAL BASADO EN LA CALIDAD SUPERFICIAL.

FERNANDO BERZOSA LARA

PROGRAMA DE DOCTORADO EN TECNOLOGÍAS INDUSTRIALES

DIRECTORAS: EVA MARÍA RUBIO ALVIR.

BEATRIZ DE AGUSTINA TEJERIZO.



EIDUNED
Escuela
Internacional
de Doctorado

AGRADECIMIENTOS.

La realización de esta Tesis Doctoral ha supuesto un largo e ilusionante camino de aprendizaje científico, profesional y también personal, y no quiero dejar pasar la oportunidad de agradecer a tantas personas que me han enseñado y ayudado durante estos años.

A las directoras de esta Tesis la Dra. Eva María Rubio Alvir y la Dra. Beatriz de Agustina Tejerizo, por su incansable trabajo, dedicación y sabios consejos y por tener siempre esas palabras de ánimo que tanta falta me han hecho en muchas ocasiones.

Al Profesor Dr. J. Paulo Davim por su amabilidad y su guía durante las estancias en el Departamento de Engenharia Mecânica de la Universidade de Aveiro.

A la Dra. Ana Horovistiz por su amistad, ayuda y enseñanzas en todo lo referente a la microscopía y procesado de imágenes.

Al Engenheiro António Festas, por amistad y ayuda en la realización de los ensayos experimentales de mecanizado.

A los grupos de investigación Producción Industrial e Ingeniería de Fabricación (IPME) de la E.T.S. de Ingenieros Industriales de la UNED y al Machining & Tribology group (MACTRIB) por su apoyo en la realización de esta Tesis Doctoral.

Al Laboratório de Tecnologia Mecânica del Departamento de Engenharia Mecânica de la Universidade de Aveiro, por poner a mi disposición las máquinas y equipos que fueron necesarios para realizar parte de los ensayos y análisis llevados a cabo en la Tesis.

Al Ministerio de Ciencia, Innovación y Universidades, a la Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales y al Máster Universitario en Ingeniería Avanzada de Fabricación por la financiación de las actividades asociadas a la realización y difusión de la Tesis a través de los proyectos (DPI2014-58007-R y RTI2018-102215-B-I00) y las ayudas (REF2019-ICF03, REF2019-ICF05, REF2020-ICF03 and REF 2020-ICF04).

Por último, quiero agradecer, también, al Grupo Antolín la donación del material con el que se han fabricado las probetas usadas durante la realización de la Tesis Doctoral.

DEDICATORIA.

A mi familia.

ÍNDICE.

Lista de símbolos.....	vi
Lista de abreviaturas.....	viii
Lista de tablas.....	x
Lista de figuras.....	xi
Resumen.....	xiii
Abstract.....	xiv
Capítulo 1. INTRODUCCIÓN	1
1.1 Contexto.....	2
1.2 Motivación.....	4
1.3 Hipótesis de partida.....	5
1.4 Objetivos.....	6
1.5 Estructura.....	7
Capítulo 2. ESTADO DEL ARTE	9
2.1 Introducción.....	10
2.2 Magnesio y sus aleaciones.....	12
2.2.1 Metalurgia del magnesio.....	13
2.2.2 Elementos aleantes.....	16
2.2.3 Resistencia a la corrosión.....	20
2.2.4 Designación de las aleaciones de magnesio.....	22
2.2.5 Clasificación de las aleaciones de magnesio.....	24
2.2.6 Aplicaciones estructurales del magnesio y sus aleaciones.....	26
2.2.7 Conformado por fundición de las aleaciones de magnesio.....	31
2.2.8 Conformado por deformación plástica de aleaciones de magnesio.....	37
2.2.9 Técnicas de unión.....	44
2.2.9.1 Uniones mecánicas.....	44
2.2.9.2 Soldadura.....	47
2.2.9.3 Uniones adhesivas.....	49
2.3 Mecanizado de las aleaciones de magnesio.....	49
2.3.1 Torneado de aleaciones de magnesio.....	50
2.3.2 Fresado de aleaciones de magnesio.....	53
2.3.3 Taladrado de aleaciones de magnesio.....	53

2.3.4	Parámetros de corte y mecánica del taladrado.....	60
2.4	Adhesiones.....	62
2.5	Seguridad en el mecanizado.....	63
2.6	Fluidos de corte.....	66
2.7	Integridad superficial de superficies mecanizadas.....	70
2.8	Conclusiones.....	81
Capítulo 3.	METODOLOGÍA.....	83
3.1	Introducción.....	84
3.2	Diseño experimental.....	85
3.2.1	Primera fase experimental.....	86
3.2.2	Segunda fase experimental.....	90
3.2.3	Organización y ejecución del experimento.....	95
3.3	Procedimiento de medición de variables.....	96
3.3.1	Medición de parámetros de rugosidad.....	97
3.3.2	Medición de altura de la rebaba.....	99
3.3.3	Captura de imágenes de microscopía para procesado EDF.....	100
3.4	Análisis estadístico.....	101
3.4.1	Verificación supuestos y calidad del modelo.....	103
3.5	Conclusiones.....	104
Capítulo 4.	APLICACIONES Y ANÁLISIS DE RESULTADOS.....	105
4.1	Introducción.....	106
4.2	Aplicaciones.....	107
4.2.1	Definición del experimento.....	107
4.2.1.1	Primera etapa experimental.....	107
4.2.1.2	Segunda etapa experimental.....	110
4.2.2	Materiales.....	112
4.3	Análisis de resultados.....	119
4.3.1	Primera fase experimental.....	119
4.3.1.1	Análisis y modelo de la varianza.....	121
4.3.1.2	Análisis de los factores.....	126
4.3.2	Segunda fase experimental.....	130
4.3.2.1	Análisis de la rugosidad.....	133
4.3.2.2	Análisis de la altura de las rebabas.....	140

4.3.2.3	Análisis de otras variables.	142
4.3.3	Resumen.	149
Capítulo 5.	CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS.	153
5.1	Conclusiones.	154
5.1.1	Conclusiones generales.	154
5.1.2	Conclusiones particulares.	156
5.2	Desarrollos futuros.	159
Capítulo 6.	REFERENCIAS.	161
ANEXO I.	Mediciones individuales de Ra de la primera fase experimental.	175
ANEXO II.	Mediciones individuales de Ra de la segunda fase experimental.	178
ANEXO III.	Mediciones individuales de Rz de la segunda fase experimental.	180
ANEXO IV.	Mediciones individuales de RSm de la segunda fase experimental. ..	182
ANEXO V.	Modelo reducido de rugosidad de la segunda fase experimental.	184

Lista de símbolos.

a,b,c	<i>Parámetros de la celda unidad, aristas independientes.</i>
AD	<i>Estadístico de Anderson-Darling.</i>
A_d	<i>Sección transversal de la viruta no deformada.</i>
b_d	<i>Anchura nominal de la viruta no deformada</i>
C	<i>Tipo de recubrimiento.</i>
D	<i>Diámetro de broca.</i>
D_0	<i>Diámetro inicial.</i>
F	<i>Estimador F de Snedecor.</i>
f	<i>Avance.</i>
F_c	<i>Fuerza de corte.</i>
F_α	<i>Valor de distribución F para un nivel de significancia α.</i>
h_d	<i>Espesor nominal de la viruta no deformada.</i>
H	<i>Altura de la rebaba.</i>
L	<i>Tipo de sistema de refrigeración-lubricación.</i>
l_r	<i>Longitud de muestreo.</i>
L_n	<i>Longitud de evaluación.</i>
M	<i>Momento de una fuerza o par.</i>
MD	<i>Distancia de medición.</i>
P	<i>Potencia</i>
Ra	<i>Desviación media aritmética del perfil evaluado.</i>
Ra^t	<i>Valores transformados del Ra.</i>
RDq	<i>Valor medio cuadrático de las pendientes locales.</i>
Rku	<i>Factor de aplastamiento del perfil evaluado, o curtosis.</i>
Rp	<i>Máxima altura del pico del perfil</i>
Rq	<i>Media cuadrática del perfil evaluado</i>
RSm	<i>Valor medio de las anchuras de los elementos del perfil.</i>
Rsk	<i>Factor de asimetría del perfil evaluado.</i>
Rt	<i>Máxima altura de pico a valle del perfil.</i>
Rz	<i>Altura media de los 5 picos y 5 valles de mayor valor del perfil.</i>

R^2	<i>Coeficiente de determinación.</i>
R^2_{aj}	<i>Coeficiente de determinación ajustado.</i>
S	<i>Velocidad de corte.</i>
SC	<i>Suma de cuadrados.</i>
S_f	<i>Velocidad de avance.</i>
T	<i>Tipo de herramienta.</i>
V_B	<i>Desgaste del flanco de la herramienta.</i>
Wa	<i>Valor medio de las ondulaciones del perfil sin filtrar.</i>
X,Y,Z	<i>Ejes coordenados.</i>
X_s	<i>Anchura de un elemento del perfil.</i>
Z	<i>Número de filos de corte en herramientas.</i>
Z_p	<i>Altura de pico del perfil.</i>
Z_v	<i>Profundidad de valle del perfil.</i>
α	<i>Nivel de significancia o riesgo.</i>
ϵ	<i>Error.</i>
κ	<i>Ángulo del filo de una herramienta. En brocas el semiángulo de punta.</i>
γ	<i>Fase formada por eutéctico de $Mg_{17}Al_{12}$.</i>
Υ	<i>Ángulo de punta de las brocas.</i>
λ_c	<i>Filtro de perfil.</i>
ρ	<i>Densidad.</i>
ω	<i>Velocidad angular.</i>

Lista de abreviaturas.

ANOVA	Análisis de la varianza (<i>Analysis Of Variance</i>)
ASTM	Sociedad Americana de Ensayos y Materiales (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
AW	Aditivos antidesgaste (<i>Anti-Wear Aditives</i>)
AWS	Sociedad americana de soldadura (<i>American Welding Society</i>)
BUE	Filo recrecido (<i>Build-up Edge</i>)
BUL	Capa adherida en la superficie de desprendimiento (<i>Build-up layer</i>)
CBN	Nitruro de boro cúbico (<i>Cubic Boron Nitride</i>)
CCDC	Fundición a presión en cámara fría (<i>Cold Chamber Die Casting</i>)
CM	Cuadrado medio
CNC	Control numérico computerizado.
DIN	Instituto alemán de normalización. (Deutsches Institut für Normung)
DLC	Carbono como diamante (<i>Diamond-Like Carbon</i>)
EDF	Ampliación de la profundidad de campo (<i>Extended Depth from Focus</i>)
EN	Norma europea.
ETSII	Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales.
FAA	Administración federal de aviación (Federal Aviation Administration).
FBU	Recrecido en la superficie de incidencia. (<i>Flank Build-up</i>)
GL	Grados de libertad
HCDC	Fundición a presión en cámara caliente (<i>Hot Chamber Die Casting</i>)
HCP	Red hexagonal compacta (<i>Hexagonal Close Packed</i>)
HPDC	Fundición a alta presión (<i>High Pressure Die Casting</i>)
HSS	Acero rápido (<i>High Speed Steel</i>)
IMA	Asociación Internacional del Magnesio (International Magnesium Association)
ISO	Organización internacional de normalización.
MIG	Soldadura con gas inerte (<i>Metal Inert Gas</i>)
MQL	Mínima cantidad de lubricante (<i>Minimum Quantity Lubrication</i>)
MRR	Tasa de eliminación de material (<i>Material removal rate</i>)
MMC	Compuesto de matriz metálica (<i>Metal Matrix Composite</i>)

PCD	Diamante policristalino (<i>Polycrystalline Diamond</i>)
ppm	Partes por millón
rpm	Revoluciones por minuto
SAE	Sociedad de ingenieros de automoción. (<i>Society of Automotive Engineers</i>)
SEM	Microscopio electrónico de barrido (<i>Scanning Electron Microscopy</i>)
SI	Sistema Internacional.
SSM	Moldeo semisólido (<i>Semi Solid Metal</i>)
TIFF	Formato de imágenes digitales (<i>Tagged Image File Format</i>)
TIG	Soldadura de tungsteno con electrodo no consumible (<i>Tungsten Inert Gas</i>)
TiN	Nitruro de titanio (<i>Titanium nitride</i>)
UNED	Universidad Nacional de Educación a Distancia.
UNS	Sistema de numeración unificado (<i>Unified Numbering System</i>)
ZAT	Zona afectada térmicamente.
3D	Tri-dimensional (3 Dimensiones)

Lista de tablas.

Tabla 2.1. Densidades de diversas aleaciones respecto a las de magnesio.	11
Tabla 2.2. Propiedades del magnesio puro.....	14
Tabla 2.3. Corrosión para distintos tratamientos de la aleación AZ91.....	20
Tabla 2.4. Designación de los elementos de aleación.	23
Tabla 2.5. Letras para diferenciar aleaciones de igual composición.	23
Tabla 2.6. Designación y subdivisiones del temple.....	24
Tabla 2.7. Composición química en porcentaje en masa.	24
Tabla 2.8. Aplicaciones de las aleaciones de magnesio en automoción.	27
Tabla 2.9. Ventajas y desventajas de los procesos de conformado.	31
Tabla 2.10. Comparativa de las propiedades físicas del magnesio.....	32
Tabla 2.11. Trabajos experimentales alrededor del taladrado de magnesio.	54
Tabla 2.12. Importancia de diversos parámetros de rugosidad.	71
Tabla 2.13. Grupos de parámetros de la integridad superficial.	71
Tabla 2.14. Conjunto de datos de los niveles de integridad superficial.	72
Tabla 3.1. Longitudes básicas de muestreo para la medición del Ra	87
Tabla 3.2. Factores y niveles primera etapa experimental.....	89
Tabla 3.3. Diseño factorial primera fase experimental.....	89
Tabla 3.4. Factores y niveles segunda etapa experimental.	93
Tabla 3.5. Diseño factorial de la segunda fase experimental.	94
Tabla 3.6. Análisis ANOVA para cinco factores e interacciones.	102
Tabla 4.1. Factores y niveles primera fase experimental.	108
Tabla 4.2. Ensayos de retaladrado de la primera fase experimental.	109
Tabla 4.3. Factores y niveles segunda fase experimental.....	111
Tabla 4.4. Ensayos de retaladrado de la segunda fase experimental.....	112
Tabla 4.5. Propiedades de la aleación AZ91D-F.....	113
Tabla 4.6. Valores-p de las pruebas de normalidad de los valores del Ra	119
Tabla 4.7. Valores medios del Ra (μm) originales y transformados.	120
Tabla 4.8. Análisis de la varianza del modelo sin reducir del Ra^t	122
Tabla 4.9. Análisis de la varianza del modelo reducido del Ra^t	123
Tabla 4.10. Parámetros de estimación del modelo de predicción.	123
Tabla 4.11. Ra medido, Ra predicho y error absoluto.	125
Tabla 4.12. Media de los valores medidos de Ra , Rz y RSm	132
Tabla 4.13. Altura de la rebaba y media en.	133
Tabla 4.14. Valor-p de las pruebas de normalidad del Ra , Rz y RSm	133
Tabla 4.15. ANOVA del modelo reducido del Ra	134
Tabla 4.16. Ra y Rz predichos error absoluto	139
Tabla 4.17. ANOVA del modelo sin reducir de la altura media de la rebaba, H	140
Tabla 4.18. Parámetros operativos de los agujeros seccionados.	143
Tabla 4.19. Condiciones de corte de retaladrado que minimizan la rugosidad.	151

Lista de figuras.

Figura 2.1. Producción mundial de magnesio.....	10
Figura 2.2. Coste de producción de producción del magnesio.....	13
Figura 2.3. Diagrama de fases Mg-Al.	15
Figura 2.4. Microestructura de la aleación AZ91D fundida.	15
Figura 2.5. Microestructura de la aleación AZ91, sin tratar térmicamente.	16
Figura 2.6. Efecto del aluminio en las propiedades de aleaciones de magnesio .	17
Figura 2.7. Potenciales composiciones de Al y Zn para fundición a presión.	18
Figura 2.8. Efecto de los elementos aleantes en la corrosión del magnesio.....	21
Figura 2.9. Corrosión galvánica de diferentes materiales con la aleación AZ91D.	22
Figura 2.10. Límite elástico y alargamiento para aleaciones de magnesio	25
Figura 2.11. Aplicaciones aeronáuticas.....	28
Figura 2.12. Aplicaciones de implantes.....	30
Figura 2.13. Usos de la fundición a presión del magnesio por sectores.....	33
Figura 2.14. Procesos de fundición a presión.	33
Figura 2.15. Esquema del proceso forja líquida.....	34
Figura 2.16. Propiedades mecánicas de la aleación AZ91	35
Figura 2.17. Imágenes metalográficas de la aleación AZ91D.....	37
Figura 2.18. Tensión de fluencia en función del tamaño de grano.	38
Figura 2.19. Tensión de flujo de la aleación AZ31B.	39
Figura 2.20. Evolución microestructural durante la extrusión.	40
Figura 2.21. Investigación de aleaciones extruidas de magnesio.....	41
Figura 2.22. Diagrama límite de extrusión de distintas aleaciones de magnesio.	41
Figura 2.23. Micrografía óptica de la aleación AZ91 forjada.	43
Figura 2.24. Consideraciones y requerimientos en uniones de magnesio.	45
Figura 2.25. Comparación de variantes de clinchado.....	46
Figura 2.26. Microestructura de la aleación AZ31 procesadas por engrapado. .	47
Figura 2.27. Efecto de la velocidad de enfriamiento en la aleación AZ91.....	48
Figura 2.30. Tipologías de fuerzas y pares taladrado de magnesio.	55
Figura 2.31. Evolución de la temperatura Ra , con el número de taladros.	57
Figura 2.32. Mapas de desgaste en el taladrado de magnesio.....	59
Figura 2.33. Anchura y espesor nominal de la viruta no deformada.....	61
Figura 2.34. Temperatura alcanzada por las virutas para distintos avances.....	65
Figura 2.35. Distintas coloraciones de virutas de magnesio.....	68
Figura 2.36. Briquetas de Al-Mg compactadas a partir de virutas.....	69
Figura 2.37. Perfil de tensiones residuales segun la profundidad de corte.	74
Figura 2.38. Rugosidad a distintas velocidades de corte y adhesiones.	75
Figura 2.39. Microdureza Vickers a distintas profundidades.	79
Figura 2.40. Variación de la deformación cortante con la distancia.	79
Figura 3.1. Informe de medición de rugosidad.....	98
Figura 4.1. Zonas de medición del Ra y puntos separados angularmente a 90° .	108
Figura 4.2. Indentaciones en ensayo de microdureza Vickers.....	110

Figura 4.3. Probeta mecanizada y distribución de los taladros.	113
Figura 4.4. Centro de mecanizado Micron VCE 500 y mordaza hidráulica.....	114
Figura 4.5. Afilado de los dos tipos de brocas.	115
Figura 4.6. Afilador de brocas y detalle del selector del ángulo de punta.	115
Figura 4.7. Lubricador MQL Noga Minicool en la zona de trabajo.	116
Figura 4.8. Palpador del rugosímetro posicionado y detalle de la medición.	117
Figura 4.9. Sistema de medición de altura de la rebaba.....	117
Figura 4.10. Microdurómetro Shimadzu HMV-2000.	118
Figura 4.11. Gráfica de probabilidad normal de los valores medios de Ra	119
Figura 4.12. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados.	122
Figura 4.13. Gráficas de los residuos para el Ra transformado, Ra^t	124
Figura 4.14. Efecto de los factores en el error absoluto.....	126
Figura 4.15. Contribución a la variabilidad de los factores significativos.....	126
Figura 4.16. Gráfica de efectos principales de valores medios de Ra	127
Figura 4.17. Diagrama de cajas la interacción velocidad de corte y diámetro...	128
Figura 4.18. Gráfico de la interacción entre el avance y el diámetro.....	128
Figura 4.19. Histograma de los valores del Ra para los tipos de brocas.....	130
Figura 4.20. Factores principales para el Ra , Rz y RSm	135
Figura 4.21. Gráfica de dispersión de valores de Ra frente al ángulo de punta..	136
Figura 4.22. Gráfica de interacciones de la lubricación	137
Figura 4.23. Virutas y partículas producidas.	138
Figura 4.24. Influencia sobre el Ra de la lubricación.	138
Figura 4.25. Influencia del ángulo de punta sobre la altura de la rebaba.	141
Figura 4.26. Interacciones significativas sobre la altura de la rebaba media, H .	141
Figura 4.27. Imágenes macroscópicas de los agujeros seccionado.	144
Figura 4.28. Muestra de imágenes para creación de la imagen 3D.....	145
Figura 4.29. Imagen superficial, curvas de isonivel y construcción topológica. .	146
Figura 4.30. Marcas del movimiento de retroceso y topología.....	147
Figura 4.31. Medición óptica de la huella en el ensayo de microdureza.	148
Figura 4.32. Microdureza Vickers a distintas distancias de la superficie.....	148

Resumen.

En los últimos tiempos, se está produciendo un aumento en los costes energéticos en muchos sectores industriales y, en particular, en el sector de los transportes. Esto va a potenciar, sin duda alguna, una intensificación en la búsqueda de soluciones que permitan reducir su consumo y, al mismo tiempo, la contaminación derivada del uso. Una de las vías más interesantes para conseguirlo es la reducción de la masa, especialmente importante en el sector aeronáutico, para lo cual el empleo de aleaciones ligeras permite una mejora respecto a otros tipos de materiales estructurales.

Dentro del sector aeronáutico tiene capital importancia la realización de agujeros, debido al altísimo número que existen en las aeronaves, en las cuales son utilizados para la inserción de elementos de unión mecánica; mayoritariamente, mediante elementos roscados y remaches, los cuales requieren de un agujero previo. En este contexto, existe el problema que puede originar el crecimiento de grietas sobre la integridad estructural de los fuselajes, así como de otros tipos de componentes.

El presente trabajo se ha enmarcado en tareas de mantenimiento y/o reparación de estos agujeros en piezas fabricadas de la aleación de magnesio AZ91D-F, en los cuales se pretende agrandar el agujero previo a un diámetro ligeramente superior para eliminar grietas u otro tipo de problemas sin debilitar el componente.

Así, se pretende estudiar la eficacia y eficiencia de estas operaciones, relacionándolas con los parámetros operativos del proceso de retaladrado, cumpliendo los requerimientos de calidad generales establecidos en este sector, y realizándolas de forma segura y medioambientalmente sostenible, de tal manera que se obtengan reglas y recomendaciones sobre su ejecución que puedan ser aprovechadas en los talleres reales donde se efectúan estas operaciones.

Para ello, se ha realizado un diseño experimental en dos etapas, la primera más general, que va a abordar si es factible la realización de estas operaciones alcanzando los requerimientos de rugosidad superficial establecidos y, la segunda etapa, que se centra en la optimización de los factores que han sido identificados como más determinantes en el proceso; fundamentalmente las características de las brocas, extendiendo el estudio de la calidad superficial más allá de los parámetros de rugosidad, abordando la integridad superficial obtenida en el mecanizado, empleando, para ello, otros medios como son la micrografía, las imágenes 3D, la microdureza y las rebabas producidas en el mecanizado.

Abstract.

In recent times there is an increase in energy costs which will undoubtedly promote an intensification in the search for solutions that allow reducing consumption and at the same time the pollution derived from use in means of transport. One of the most interesting ways to achieve this is weight reduction, especially important in the aeronautical sector, for which the use of light alloys allows an improvement over other types of structural materials.

Within the aeronautical sector, the making of holes is of great importance, due to the very high number that exist in aircraft, in which they are used for the insertion of mechanical joining elements, mainly by means of threaded elements and rivets, which require a previous hole. In this context there is a problem that can cause the growth of cracks on the structural integrity of the fuselages, as well as other types of components.

This work has been framed in maintenance and / or repair tasks of these holes in parts made of the AZ91D-F magnesium alloy, in which it is intended to enlarge the previous hole to a slightly larger diameter to eliminate cracks or other types of problems without weakening the component.

Thus, it is intended to study the effectiveness and efficiency of these operations, relating them to the operating parameters of the drilling process, meeting the general quality requirements established in this sector, and performing them in a safe and environmentally sustainable way, in such a way that rules and recommendations on its execution are obtained, and that can be used in the real workshops where these operations are carried out.

For this, an experimental design has been carried out in two phases, the first more general, which will address whether it is feasible to carry out these operations reaching the established surface roughness requirements and, the second phase, which focuses on the optimization of the factors that have been identified as most important in the process, fundamentally the characteristics of the drills, extending the study of surface quality beyond the roughness parameters, addressing the surface integrity obtained in machining using other means such as micrograph, 3D images, microhardness and burrs produced in drilling.

Capítulo 1. INTRODUCCIÓN

1.1 Contexto.

En las últimas décadas y coincidiendo con el nuevo milenio, se ha producido un gran desarrollo relacionado con los procesos de fabricación, tales como el rápido progreso del prototipado rápido o la fabricación aditiva, que se enmarca en las tecnologías empleadas en la industria 4.0, que, sin embargo, no han conseguido desbancar a los procesos de fabricación por arranque de viruta, de la posición de predominancia que llevaban ocupando desde hace bastante tiempo. Dentro del sector de los transportes, que abarca las industrias aeronáutica, aeroespacial, naval y de automoción, los procesos de mecanizado siguen siendo uno de los de mayor relevancia.

En estos sectores, el interés por las aleaciones ligeras, como las de aluminio, titanio o magnesio, sigue aumentando, debido, esencialmente, a las buenas características mecánicas específicas que presentan, que permiten reducir la masa de los vehículos y con ello proporcionar alternativas viables que permitan cumplir, con los cada vez más estrictos, condicionantes energéticos y medioambientales. Es, en este aspecto, donde las aleaciones de magnesio presentan su mayor ventaja; al destacar por su baja densidad, además de tener alta disponibilidad y reciclabilidad. Sin embargo, el impulso que otorgan las excelentes propiedades mecánicas específicas se ve lastrado, por algunos de los inconvenientes que presentan este tipo de aleaciones, esencialmente en cuanto a su ductilidad, pero, también, en cuanto su resistencia a la corrosión o su dificultad al conformado a temperatura ambiente.

Este interés puesto por la industria se ha extendido, y en la actualidad cada vez hay más investigadores trabajando sobre la mejora de las características mecánicas de las aleaciones de magnesio, y sobre la caracterización y mejora de los procesos productivos para su conformado, incluyendo además de los clásicos, otros más novedosos. Algunos de estos desarrollos buscan la obtención de piezas de forma cercana a la final, pero que muy frecuentemente, necesitan de la realización de operaciones de mecanizado que permitan alcanzar las características de forma, dimensionales y funcionales que se establecen en los altos requerimientos de estos sectores.

Durante el ciclo de vida de los componentes del sector aeronáutico y aeroespacial, las tareas de mantenimiento y la reparación cobran especial transcendencia, debido al gran coste que surge de los altos requisitos impuestos a estos componentes, que determinan que gran parte de estas piezas sean reparadas en vez de emplear piezas nuevas. Estas tareas deben considerar el coste como un factor fundamental, derivado de la pérdida de ingresos por la parada de la aeronave y, por ello, estas actividades deben estar planificadas y ejecutadas en el menor tiempo posible, manteniendo los altos estándares de los requisitos que han de observar.

Dentro de las tareas de mantenimiento o ante la aparición de una avería, es usual que aparezca la necesidad de realizar pequeños mecanizados sobre un componente o parte de este. Debido a que el volumen de unidades a producir suele ser bajo, no se

justificaría la selección de cualquier método de fabricación que no fuese el mecanizado por arranque de virutas o partículas. En este mismo sentido, esta elección se ve reforzada por la alta disponibilidad de máquinas-herramienta convencionales de mecanizado, tales como tornos, fresadoras o taladradoras, que están presentes en la mayoría de los centros de producción y talleres; siendo las instalaciones y herramientas similares en cuanto a su uso tanto en materiales convencionales como en las aleaciones de magnesio, por lo que su utilización es inmediata.

En el sector aeronáutico las operaciones de taladrado tienen una importancia clave, debido al alto número de taladros que son necesarios para, entre otras cosas, realizar uniones mecánicas mediante fijaciones, por remachado o por roscado. Un problema relevante sobre la integridad estructural de los fuselajes es el crecimiento de grietas en los agujeros, las cuales pueden ser eliminadas mediante un proceso de retaladrado a un diámetro ligeramente superior; lo que supone establecer un marco para el desarrollo del presente trabajo en tareas de mantenimiento y/o reparación de este campo.

Es este contexto, de mecanizado de piezas únicas o de pequeñas series en tareas de mantenimiento y/o reparación, el uso de bajas condiciones de mecanizado, principalmente en cuanto al avance, no tiene repercusiones significativas en los costes totales del procesado.

En estos talleres existe usualmente una alta experiencia en cuanto al mecanizado de aleaciones férricas y de aluminio, no siendo tan extenso en lo relativo a las de magnesio. Además, algunos de los problemas en cuanto al mecanizado del magnesio, como son la ignición de las partículas o la generación de atmósferas inflamables, inclinan la balanza hacia el uso de bajos parámetros operativos y condiciones de mecanizado en seco. Es por ello, por lo que sería necesario un conocimiento más extenso en los procesos de mecanizado, en general, y de taladrado, en particular, de las aleaciones de magnesio que permitieran la realización de los procesos de manera eficiente y segura y, por otro lado, el cumplimiento de los condicionantes geométricos y de calidad superficial requeridos.

En procesos en los que se empleen parámetros de corte que no sean de alto rendimiento, es difícil que se produzca la ignición de las virutas de magnesio. No obstante, por la alta maquinabilidad de estas aleaciones, pueden dar paso al incremento de estos parámetros y, con ello, la aparición de este peligro en el mecanizado. Además, se ha de añadir, el riesgo de inflamación y/o explosión de las atmósferas de hidrógeno que aparecen al emplear taladrinas con base acuosa al reaccionar con el magnesio. Es por ello, por lo que el uso de sistemas de lubricación-refrigeración que no tenga base acuosa se presenta como una alternativa a estos, y que, al mismo tiempo, propician mejoras medioambientales y económicas.

Por otro lado, las operaciones de mecanizado y los parámetros empleados tienen una gran influencia sobre las superficies mecanizadas, tanto topológicamente como en cuanto a microestructura y propiedades; englobándose estas alteraciones en la

denominada integridad superficial (en inglés, *Surface Integrity*), cuya alteración influye de manera determinante en el desempeño de los componentes en su vida en servicio y, por lo tanto, han de conocerse para establecer las opciones óptimas que se pueden alcanzar en función de las variables empleadas en el mecanizado.

1.2 Motivación.

Hay un consenso generalizado en que los procesos de mecanizado son unos de los procesos de fabricación más complejos y en que su estudio, tanto desde la vertiente experimental como desde la teórica y de simulación, se manifiesta como muy difícil de abordar; debido, entre otros aspectos, a las múltiples variables que intervienen, como parámetros de mecanizado, material y forma de las herramientas, material y geometría de la pieza, tipo de lubricación-refrigeración o temperatura de la pieza, por citar algunos de ellos.

Dentro de los procesos de mecanizado, las operaciones de taladrado son de las más empleadas y, al mismo tiempo, de las menos estudiadas y más complejas de analizar. Si se piensa, por ejemplo, en que se tienen, normalmente, dos filos de corte, frente a uno en el torneado o varios en el caso del fresado, además, las condiciones de corte van variando conforme el proceso avanza; aumenta la temperatura, la lubricación-refrigeración tiene más problemas en llegar al punto de corte o, se ve dificultada la evacuación de las virutas o partículas producidas.

Por otro lado, es muy común la realización de taladrado sólido, es decir, sin ningún taladro previo, o la realización de taladros sucesivos en los que se taladra con diámetros crecientes y sucesivos, tratando en todo caso de aumentar la productividad disminuyendo el número de saltos entre diámetros. Sin embargo, en el supuesto de las operaciones de mantenimiento y/o reparación de componentes, en las que se trata de agrandar un taladro previo a un diámetro ligeramente superior, dista bastante de las condiciones usuales de uso de las brocas, teniendo en este aspecto un conocimiento más restringido del proceso. En el caso de las aleaciones de magnesio es todavía más acentuado, por lo que se pretende establecer una base de conocimiento y que su aplicación práctica permita la realización de dichas operaciones, manteniendo las características de las superficies mecanizadas dentro del margen de los requerimientos geométricos y de calidad establecidos, teniendo presente aspectos de productividad, económicos y medioambientales.

Como fundamento de este trabajo y para abordar el déficit señalado anteriormente, el autor ha desarrollado esta Tesis encuadrada en las líneas de investigación del grupo de investigación "Producción Industrial e Ingeniería de Fabricación (IPME)", de la E.T.S.I.I. de la UNED bajo la dirección de las profesoras Dra. Eva María Rubio Alvir y Dra. Beatriz de Agustina Tejerizo. Esto ha sido sustentado previamente en la Tesina fin de Máster en la que se ha desarrollado un trabajo experimental alrededor del taladrado de aleaciones de magnesio, y que ha permitido

establecer la planificación, alcance, metodología y objetivos en el desarrollo de este trabajo.

1.3 Hipótesis de partida.

El largo trabajo realizado previo a la realización de esta Tesis en los estudios e investigaciones llevadas a cabo, y del Estado del Arte sobre el mecanizado de las aleaciones de magnesio, ponen de manifiesto la complejidad de estos procesos en general, y que alcanzan, si cabe mayor grado, para el caso del proceso de taladrado, por la complejidad y condiciones variables inherentes a la propia operación.

Las aleaciones ligeras, en general, y, particularmente, las de magnesio son empleadas en el sector aeronáutico por las buenas características mecánicas específicas que presentan. En este sector es muy alto el número de taladros que es necesario mecanizar. Predominantemente, se llevan a cabo para realizar uniones de elementos del fuselaje, mediante remachado, roscado o empleando sujetadores mecánicos, por citar los más importantes. En estos agujeros es posible la aparición de grietas en sus superficies que han de ser restauradas mediante operaciones de retaladrado, que permitan mantener la integridad del agujero sin variar ostensiblemente las tolerancias dimensionales de la pieza.

Es precisamente en estas operaciones de mecanizado, en las que se realizan pequeños aumentos del diámetro de un agujero previo, donde se ha detectado una falta de conocimiento científico y aplicado; que es de mayor calado para las aleaciones de magnesio debido a su desconocimiento respecto a otras más usuales, como los aceros o las aleaciones de aluminio.

En este marco fijado, se parte de la hipótesis de que existen factores alrededor del proceso de mecanizado que afectan a las características superficiales de las piezas mecanizadas y, observando los trabajos previos, cabe esperar que los parámetros de mecanizado, el sistema de lubricación-refrigeración y, el tipo y geometría de la herramienta, afecten a la integridad superficial obtenida, en mayor o menor grado. Paralelamente, para estos factores han de fijarse los niveles en cuanto a su número y magnitud a los que van a realizar los ensayos, de tal forma de que los resultados obtenidos sean significativos y tengan aplicación práctica en el entorno prefijado.

El estudio de estos factores y sus niveles, sobre las variables de respuesta que caractericen las alteraciones superficiales producidas, principalmente la rugosidad, se va a realizar mediante la herramienta estadística de ANOVA (del inglés *Analysis Of the Variance*), empleando aplicaciones informáticas, para obtener la influencia de los factores controlables y actuar sobre estos para optimizar la respuesta del sistema.

1.4 Objetivos.

La Tesis Doctoral que se presenta, tiene como objetivo general, la realización de un estudio experimental que permita establecer la influencia de los parámetros operativos de mecanizado en operaciones de retaladrado y de las características de las herramientas empleadas, en la integridad superficial obtenida en las aleaciones de magnesio AZ91D-F. De tal modo, que estos procesos se desarrollen de manera segura y medioambientalmente sostenible, manteniendo los requisitos de calidad establecidos en el marco de este trabajo. Esto es, operaciones de mantenimiento y/o reparación en componentes del sector aeronáutico.

Tras el establecimiento del encuadre del proyecto y el objetivo general, se han ido estableciendo objetivos específicos que, además de su ayuda a alcanzar el anterior, dan respuesta a interrogantes que han ido surgiendo de los datos empíricos obtenidos en los ensayos; lo que ha derivado en que los estudios se hayan ido desarrollando en varias fases temporalmente distinguibles y en las que se han abarcado alguno de estos objetivos específicos.

Los objetivos específicos propuestos de esta investigación son los que a continuación se indican:

- Cuantificar la influencia de los parámetros operativos del proceso de retaladrado y de las características de las herramientas empleadas, sobre las alteraciones ocurridas en la superficie mecanizada. Fundamentalmente, en cuanto a la calidad superficial obtenida, cuantificándola mediante diversos parámetros.
- Complementar el análisis anterior mediante técnicas de micro y macrografía óptica y procesamiento de imágenes, que permitan obtener imágenes en tres dimensiones para evaluar los fenómenos superficiales aparecidos, con el fin de relacionarlos con el propio proceso de mecanizado.
- Estudiar la necesidad de utilización o no, de sistemas de lubricación-refrigeración que permitan la realización de las operaciones de mecanizado de manera eficiente y sostenible, y que posibiliten el cumplimiento de los requerimientos y estándares de calidad establecidos, dentro del marco constituido de componentes del sector aeronáutico y aeroespacial en tareas de mantenimiento y/o reparación.
- Establecer la instrumentación básica y la metodología, dentro de las que estén disponibles en los recursos a los que se tiene acceso, que posibiliten la obtención de los datos necesarios para analizar las variables de respuesta planteadas.
- Entender las interacciones que se producen entre la herramienta, con sus características propias y los parámetros de mecanizado con la pieza, considerando los atributos propios de la aleación AZ91D-F que la constituye, y relacionando todo esto con los resultados superficiales obtenidos del proceso de mecanizado.
- Planificar un diseño experimental adecuado a la investigación planteada, de tal manera que considere tanto los factores como las variables de respuesta

planteadas, alcanzando un equilibrio entre estos planteamientos y un número acotado y suficiente de ensayos individuales, debido a la necesaria economía de estos, por las limitaciones de disponibilidad de los medios materiales, así como del margen temporal para su ejecución.

- Realizar a lo largo del proyecto una autovaloración que permita comparar los resultados obtenidos con el Estado del Arte del tema en cuestión, teniendo en cuenta las conclusiones obtenidas para plantear modificaciones en las siguientes fases experimentales que den respuesta a los interrogantes surgidos de estos procesos de análisis.
- Establecer unas pautas para fijar los parámetros del proceso con el fin de posibilitar su aplicación práctica real en talleres dedicados a estas operaciones, de tal manera que se cubra en parte el vacío de conocimiento que hay en las operaciones de retaladrado en aleaciones de magnesio.

1.5 Estructura.

La investigación realizada en la presente Tesis Doctoral es de tipo experimental, por lo que se ha considerado adecuado el seguir una estructura organizativa típica en trabajos de este tipo. Para ello, se ha estructurado en seis capítulos, cuya somera descripción, es la que se relaciona a continuación.

- Capítulo 1: Introducción. En este capítulo se hace una breve presentación del proyecto que supone la presente Tesis Doctoral, la motivación que ha tenido, y las hipótesis de partida y objetivos que se persiguen con su realización.
- Capítulo 2: Estado del Arte. Se hace una exposición organizada del estado del conocimiento en cuanto a los procesos de taladrado de aleaciones de magnesio, fundamentalmente, de la aleación AZ91D-F. En este capítulo, se relacionan aspectos como la metalurgia, el procesado y las características mecánicas y tecnológicas, con los procesos de mecanizado de estas aleaciones, en particular, el de taladrado. Como todo lo anterior se relaciona con las alteraciones que se producen en las superficies mecanizadas, se ha seguido un camino de concreción creciente que va construyendo los pilares de conocimiento que sustentan la presente investigación.
- Capítulo 3: Metodología. Se recogen las distintas fases de la planificación, la organización, el diseño y la ejecución del experimento, basándose en el análisis de la varianza. Asimismo, se presentan las herramientas estadísticas utilizadas, el equipo e instrumentación empleado, y la organización operativa de la ejecución de los ensayos.

- Capítulo 4: Aplicaciones y análisis de resultados. Se describen las máquinas, equipos, herramientas y materiales utilizados en el experimento, y se presentan los datos de las variables elegidas, realizando posteriormente el análisis estadístico de las mismas y, tras esto, un análisis pormenorizado de los resultados obtenidos para cada índice considerado, insistiendo en la aplicación práctica de los resultados obtenidos.
- Capítulo 5: Conclusiones y desarrollos futuros. Se recogen las principales conclusiones de tipo general y particular extraídas del análisis de los resultados recogidos en el capítulo anterior. Y, por último, se presentan como desarrollos futuros algunas líneas de investigación que tienen como base el presente trabajo.
- Capítulo 6: Referencias. Se enumeran las referencias utilizadas en la realización de la presente Tesis Doctoral, así como otras fuentes consultadas, específicamente páginas web, con indicación de la fecha de acceso.
- Anexos: En los anexos se adjunta toda la información y datos experimentales sobre los ensayos que, por su extensión, se ha considerado adecuado no incluirla en el cuerpo de la Tesis; si bien estos datos son útiles y necesarios de cara a su reproductibilidad y repetibilidad, así como para su posible revisión por pares.

Capítulo 2. ESTADO DEL ARTE

2.1 Introducción.

Ya en tiempos antiguos aparecieron las primeras aplicaciones del magnesio relacionadas con su uso medicinal. Concretamente, en forma de aguas ricas en magnesio, las cuales eran utilizadas para tratar ciertas dolencias. En el siglo XVII en Inglaterra, se descubrió la utilidad del sulfato de magnesio en el agua mineral, a las cuales se les atribuían propiedades purificantes [1].

En 1755 se descubrió que la magnesita o “piedra blanca” contenía un nuevo elemento químico que, debido a que era altamente reactivo, no pudo aislarse. Fue en 1808 cuando el químico británico Humphrey Davy lo aisló y, con ello, descubrió un nuevo elemento, el magnesio [2]. La producción de magnesio mediante la electrolisis partiendo de $MgCl_2$ fue lograda por Michael Faraday en el año 1833, pero no fue hasta 1852 cuando se pudo desarrollar, por parte de Robert Bundsen, la producción de magnesio a nivel comercial. Esta producción era muy limitada y sus aplicaciones se reducían a la pirotecnia y la fotografía [3].

En el sector aeronáutico, a principios del siglo pasado, se inició el interés por las aleaciones ligeras como materiales estructurales de los fuselajes, ya que, hasta esa fecha, las estructuras de los aviones se realizaban básicamente con madera, siendo reforzadas con cables metálicos, las cuales eran recubiertas con telas tratadas mediante barnices. Esta atención comenzó con el desarrollo, a principios del siglo XX, de las aleaciones de aluminio endurecidas por precipitación (duraluminio) [4].

Así, a partir de los años 20, se fue prestando cada vez más atención a las aleaciones de magnesio, alcanzando en la segunda guerra mundial su máxima expansión, tras lo cual tuvo un pequeño periodo de contracción en cuanto a su producción, para continuar con un progresivo aumento en las siguientes décadas [5]. En los años 90, apareció otro impulso respecto a la utilización e interés en las aleaciones de magnesio, sobre todo en el sector del transporte, en el que realizaron grandes desarrollos, encontrando soluciones a muchos de los problemas que conlleva su uso. Esto queda reflejado en la producción mundial de magnesio que muestra la Figura 2.1.

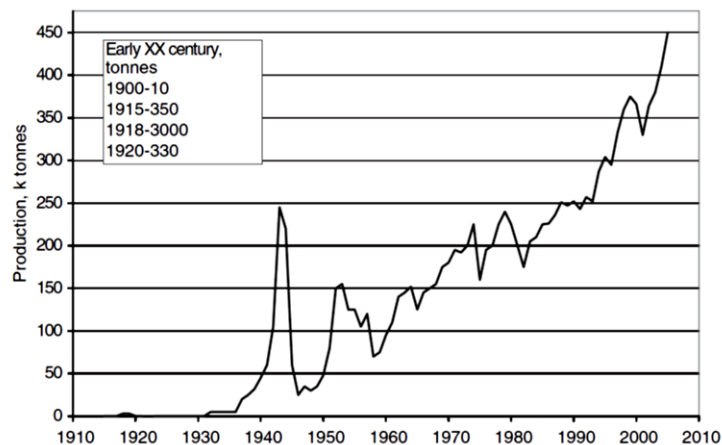


Figura 2.1. Producción mundial de magnesio [5].

En las últimas décadas, debido a que las legislaciones medioambientales establecen restricciones cada vez más severas y por el alto precio de los combustibles empleados como fuente de energía en los medios de transporte, se está produciendo una búsqueda de nuevos materiales en este sector. Entre ellos, se encuentran las aleaciones ligeras, que permitan sustituir a los convencionales y que supongan mejoras en estos aspectos. En esta línea, el magnesio está siendo estudiado por científicos e ingenieros como una de las posibles vías de mejora en su aplicación en diversos ámbitos [6].

El magnesio es uno de los elementos químicos que se encuentran en mayor proporción en la corteza terrestre, suponiendo alrededor del 2% de la totalidad. Se presenta en forma de compuestos, no en su estado elemental, y se distribuye a lo largo de todo el mundo, estando presente también en el agua marina, suponiendo en torno al 0,13% en masas de los mares y océanos [7].

Las aleaciones de magnesio destacan por su baja densidad, de solo 1740 kg/m³, lo que, comparativamente, supone que sean 1/3 más ligeras que las aleaciones de aluminio, 2/3 más que las del titanio y 3/4 más que el acero, por citar algunas de las aleaciones más empleadas como materiales estructurales, tal como refleja la Tabla 2.1. Es por esta característica que sectores como el de automoción o el aeronáutico, hayan puesto su atención en este tipo de aleaciones, y cada vez más tratan de extender su uso en nuevas aplicaciones, lo que redundará en una disminución de la masa de los vehículos y, con ello, la reducción de consumo energético y costes [8].

Tabla 2.1. Densidades relativas de diversas aleaciones respecto a las de magnesio.

	Magnesio	Aluminio	Titanio	Acero
Densidad [kg/m ³]	1740	2698	4507	7850
Densidad relativa al Mg	1	1,5	2,6	4,5

A pesar de sus buenas características, las aleaciones de magnesio afrontan diversos retos para poder extender su uso en nuevas aplicaciones, en las cuales se está trabajando por parte de científicos e ingenieros, abarcando aspectos como la mejora de las características mecánicas, como su resistencia o ductilidad a temperatura ambiente, su resistencia a la corrosión, o su aptitud a conformado con altas velocidades de deformación, por citar algunas de las más importantes [9]. Se pueden concretar algunos aspectos que ofrecen ventajas o inconvenientes a la hora del empleo de las aleaciones de magnesio, en relación a otro tipo de materiales empleados en funciones estructurales [10], [11].

Ventajas que presenta:

- Elevada resistencia mecánica en relación con su masa.
- Baja densidad, ya que son las aleaciones estructurales más ligeras.
- Alta reciclabilidad, empleando para ello poco consumo energético.

- Abundancia y diversidad de suministro, al estar presente por toda la corteza terrestre y en los océanos.
- Buena capacidad de amortiguación de las vibraciones mecánicas.
- Muy baja toxicidad en los seres vivos, lo que lo hace apto para su uso en implantes y aplicaciones biomédicas.

Respecto a los procesos de fabricación se puede destacar lo siguiente:

- Excepcional maquinabilidad, pudiendo emplear elevados parámetros de corte y permitiendo mecanizar en seco, con bajos desgastes en las herramientas.
- Buena aptitud para el conformado por moldeo, presentando buena colabilidad y siendo apto para inyección a alta presión.
- Presenta una buena soldabilidad cuando se emplean atmósferas controladas.

Al compararlo con los materiales poliméricos, los cuales son competidores en aplicaciones en las que la reducción de la masa es crucial, se puede destacar lo siguiente:

- Mejores propiedades mecánicas.
- Mejor conductividad eléctrica.
- Mejor conductividad térmica.

Además de los aspectos anteriormente mencionados, se pueden enumerar algunas de las características que presentan limitaciones que restringen su uso en diversas aplicaciones, si bien es cierto que siguen siendo objeto de estudio para poder mejorarlas [10]–[12].

- Módulo de elasticidad relativamente bajo.
- Disminución de la resistencia mecánica al elevar la temperatura.
- Baja resistencia a la fluencia por encima de los 100°C.
- Baja resistencia a la oxidación y corrosión.
- Muy alta reactividad química.

Destacando en lo relativo a los procesos de conformado, las siguientes desventajas:

- Dificultad de ser conformado en frío, debido a su baja tenacidad y ductilidad a temperatura ambiente.
- En procesos de fundición presenta una alta tasa de aparición de grietas de contracción, las cuales se producen por la alta contracción en la solidificación.

2.2 Magnesio y sus aleaciones.

El magnesio, como elemento en estado puro, no se encuentra en la naturaleza de forma ordinaria, y esto es debido a una de sus características; la alta reactividad. La forma más usual en que se encuentra en la naturaleza es en forma de compuestos minerales; en su mayoría carbonatos, tales como la magnesita, que en su mayoría está

formada por carbonato de magnesio ($MgCO_3$), y la dolomita, cuyo principal compuesto es el carbonato de calcio y magnesio ($CaMg(CO_3)_2$) [9]. También puede obtenerse a partir de cloruros de magnesio, los cuales se obtienen de la carnalita sólida, que está formada por cloruro doble de potasio y magnesio ($MgCl_2 \cdot KCl \cdot 6H_2O$), y, la que es la mayor fuente, el agua de mar, de la cual forma parte en un 0,13%; además de lagos y depósitos de sal, lo que constituye una posible fuente de obtención casi inagotable [9], [10]. Sin embargo, el mineral que posee mayor contenido en magnesio es la brucita, que está formada por hidróxido de magnesio ($Mg(OH)_2$) y que posee una proporción en masa del magnesio del 41,7%, pero que rara vez se encuentra en la naturaleza [5].

En la actualidad, existen dos métodos principales para la obtención de magnesio metálico: la reducción térmica y electrolisis de sales fundidas. La reducción térmica utiliza minerales que contienen magnesio pulverizado. A estos minerales se le añaden agentes reductores y catalizadores, y se eleva su temperatura alrededor de $1200^\circ C$. Entonces, se producen vapores de magnesio que son condensados y, tras su refinado, son conformados en forma de lingote, como es el caso del proceso Pidgeon o el Magnétherm. La vía electrolítica emplea cloruro de magnesio obtenido de salmueras. Este se funde junto con otros compuestos alrededor de $700^\circ C$ produciéndose el magnesio al depositarse en los cátodos, método empleado por los procesos IG o Dow [5], [9], [11]. El coste de producción del magnesio por distintas tecnologías puede verse en la Figura 2.2.

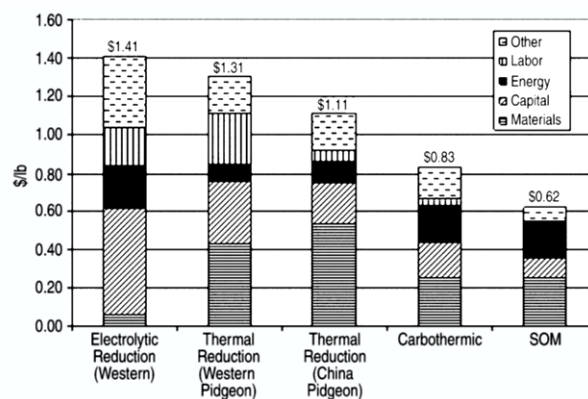


Figura 2.2. Coste de producción de las principales tecnologías de producción del magnesio [13].

2.2.1 Metalurgia del magnesio.

El magnesio puede ser encontrado comercialmente como elemento metálico con purzas superiores al 99,8%, sin embargo es muy raro su uso en aplicaciones industriales sin estar aleado [14], [15].

La estructura cristalina del magnesio es hexagonal compacta, la cual determina fuertemente el comportamiento de este material en los procesos de conformado y en

la metalurgia física de sus aleaciones, ya que su relación c/a^1 tiene un valor 1,624, el cual es muy cercano al valor ideal de 1,633, siendo su arista independiente de la celda unidad a de 0,320 nm, lo que admite una amplia gama de elementos como solutos, tales como el aluminio, el zinc, la plata, el silicio, o las tierras raras por citar alguno de ellos, los cuales permiten elevar la resistencia original, pero las características esenciales continúan siendo similares a las del magnesio puro [5], [15]. Las principales propiedades del magnesio puro quedan reflejadas en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2. Propiedades del magnesio puro (*Table 2.2 Properties of pure magnesium*) [5], [16], [17].

Propiedad	Valor	Unidad	Observaciones
Módulo de Young	45	GPa	
Módulo de cortadura	17,2	GPa	
Resistencia a tracción	80-180	MPa	
	90	MPa	Fundición
	165-205	MPa	Extrusión
	180-220	MPa	Laminado
Alargamiento de rotura	1-12	%	
Dureza	30-47	HB	
Coeficiente de Poisson	0,35		
Viscosidad	1,23	mPa s	650°C
Temperatura de fusión	650	°C	
Temperatura de ebullición	1090	°C	
Expansión térmica	26,1	$\mu\text{m}^\circ\text{C}$	20-100°C
Conductividad térmica	156	W/m K	27°C (sólido)
	78	W/m K	650°C (líquido)
Calor latente fusión	8,95	kJ/mol	
Capacidad térmica	1,025	kJ/kg K	20°C

En la mayor parte de las aleaciones basadas en el magnesio se producen fases intermetálicas, que influyen en la estructura metalográfica y, con ello, a las propiedades mecánicas obtenidas. Los procesos de endurecimiento por solución sólida y por precipitación son fundamentales en la mejora de estas propiedades obtenidas [6].

A nivel comercial, se pueden encontrar cinco grupos de aleaciones disponibles, las cuales emplean como base los siguientes elementos de aleación: aluminio, manganeso, zinc, zirconio y tierras raras, siendo las de aluminio las más extendidas [2]. El aluminio tiene su máxima solubilidad en el magnesio alrededor del 12.7% en masa, constituyendo un eutéctico formado por $\text{Mg}_{17}\text{Al}_{12}$, el cual contiene un 33% de aluminio, alcanzándose a la temperatura eutéctica de 437°C, tal y como se observa en el diagrama de fases magnesio-aluminio de la Figura 2.3.

¹ c/a es la relación entre la altura y el lado en la celdilla unidad hexagonal compacta.

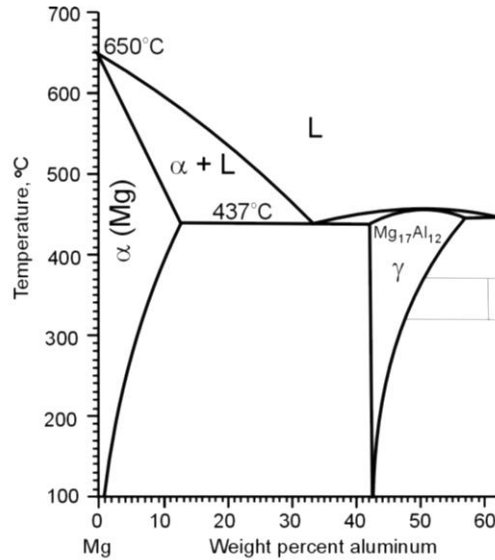


Figura 2.3. Diagrama de fases Mg-Al [18].

La aleación estudiada en el presente trabajo contiene alrededor de un 9% en masa de aluminio, entre otros elementos. Según el diagrama binario anterior, la solidificación de la aleación, bajo condiciones de equilibrio, debería formar fase γ de $Mg_{17}Al_{12}$ en los bordes de los granos de fase α , al no intersectar la línea de la temperatura eutéctica de $437^{\circ}C$. Sin embargo, debido a que las velocidades de enfriamiento empleadas en los procesos de fundición usuales, son mayores a las que permitirían la solidificación en condiciones de equilibrio, se produce la constitución de fase eutéctica [2]. En la Figura 2.4 puede observarse la microestructura de la aleación AZ91D, la cual contiene 3 fases; una solución sólida de sustitución de aluminio en magnesio que forma la fase α , la fase intermetálica γ ($Mg_{17}Al_{12}$) que está presente en la fase eutéctica de $(\alpha+\gamma)$ y otra fase intermetálica que contiene manganeso, hierro y aluminio [5], [19]. En la Figura 2.5 se tiene la microestructura de la aleación AZ91 en estado tal y como es fabricada, en a) se puede observar la estructura dendrítica, habiéndose atacado con Picral acético, y en b) la misma estructura con mayores aumentos, donde se distinguen los bordes de grano de $Mg_{17}(Al,Zn)_{12}$ en el eutéctico laminar de $Mg_{17}Al_{12}$.

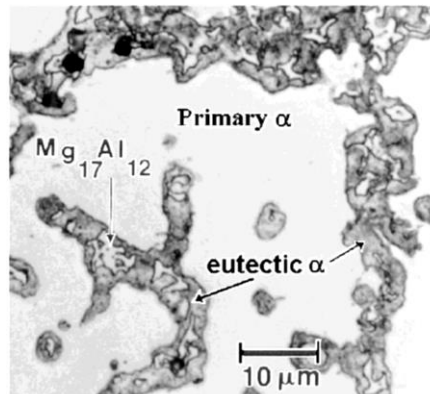


Figura 2.4. Microestructura de la aleación AZ91D fundida en molde permanente (*Figure 2.4. Microstructure of AZ91D alloy cast in a permanent mould*) [5].

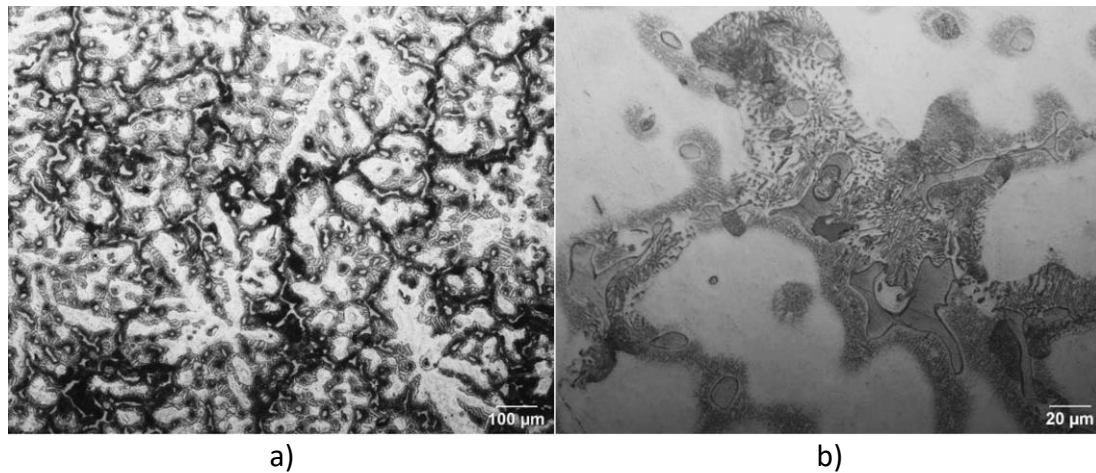


Figura 2.5. Microestructura de la aleación AZ91, sin tratar térmicamente; a) estructura dendrítica y, b) detalle del eutéctico laminar [20].

Kielbus *et al.* [21], estudiaron la microestructura en aleaciones con un 9% de aluminio, las cuales se caracterizan por una estructura de solución sólida de magnesio en fase α y precipitados en forma continua y discontinua de $Mg_{17}Al_{12}$ en los bordes de grano. Al cuantificar el área media ocupada, encontraron que la fase continua ocupaba el 6.66% en área, y la discontinua, formada por fase α + $Mg_{17}Al_{12}$ el 19.92% [21]. Asimismo, esta estructura quedaba modificada por el tratamiento térmico al que se sometía el material, además del propio proceso de fabricación por el cual había sido conformado primariamente [18], [21].

Además de afectar a las características de la aleación, el eutéctico tiene relevancia en el proceso de mecanizado, afectando a procesos como la generación y desprendimiento de la viruta o la formación de adhesiones en las herramientas. Esto es debido a la influencia de su menor temperatura de fusión (y de reblandecimiento), que las otras fases, originando la ruptura de las virutas al alcanzar esta temperatura y, al mismo tiempo, favoreciendo la formación de fenómenos adhesivos como el BUE (del inglés, *Build-Up Edge*) o BUL (del inglés, *Build-Up Layer*) [9], [22].

2.2.2 Elementos aleantes.

Los elementos que se incorporan intencionadamente en las aleaciones de magnesio, aparte de afectar a las propiedades mecánicas, tienen influencia en otro tipo de características, que son muy importantes en los procedimientos de conformado y su vida en servicio, como la colabilidad, la resistencia a la corrosión o la reactividad.

Estos elementos aleantes pueden ser clasificados en dos grupos en función del tipo de efecto que producen. Por un lado, se tienen los elementos que afectan al comportamiento en la fusión, como el berilio, que disminuye la oxidación, o el manganeso, que reduce la corrosión al disminuir el contenido en hierro; los cuales suelen incorporarse en pequeñas cantidades debido a que no es requerida una alta

solubilidad para producir los efectos deseados. Por otro lado, se encuentran aquellos que modifican la microestructura de la aleación, los cuales suelen requerir altas solubilidades en el magnesio fundido, destacando por su relevancia el aluminio, cobre, litio, magnesio, cerio, neodimio, plata, torio, itrio, zinc y zirconio.

El aluminio es el elemento más utilizado en las aleaciones de magnesio y de los que tiene una influencia más positiva sobre sus características, mejorando la resistencia y la dureza de la aleación. Su incorporación tiene distinto impacto en las propiedades, tal como se desprende de la Figura 2.6; mejorando la resistencia a temperatura ambiente, la resistencia a la corrosión y la colabilidad. Sin embargo, al ir elevando su contenido, produce una reducción de la ductilidad y la tenacidad de fractura; alcanzándose la optimización alrededor del 6%. La máxima solubilidad se alcanza con el 12.7% de aleante a una temperatura de 437°C [2], [21], [23]. Definitivamente, el aluminio es el elemento aleante más empleado, y las aleaciones con un porcentaje superior al 6% pueden tratarse térmicamente [6].

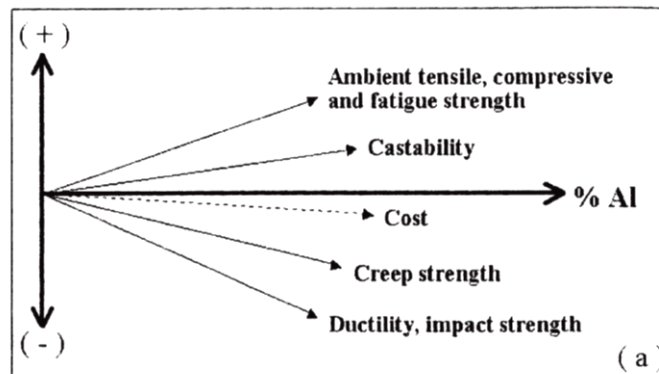


Figura 2.6. Efecto del aluminio en las propiedades y coste de las aleaciones de magnesio fundidas [24].

Además del aluminio, se emplean, también, otros elementos para mejorar las propiedades mecánicas; como el litio o el torio que mejoran la ductilidad; la plata, el calcio, el manganeso, el torio o las tierras raras la deformación por fluencia lenta o *creep*; el litio o las tierras raras la dureza; o la plata, las tierras raras, el torio, el itrio, el zinc o el zirconio la resistencia. También son claves otros aspectos que influyen en el procesado por fundición, principal proceso de fabricación de estas aleaciones, como son el tamaño de grano y la colabilidad. Así, puede añadirse el zirconio, el calcio o el manganeso, que son afinadores de grano, y el aluminio, el cobre o las tierras raras que favorecen la colabilidad. Igualmente, hay que considerar la influencia de los elementos aleantes en una de las características en las que las aleaciones de magnesio necesitan mejorar, como es la resistencia a la corrosión, ya que la influencia es muy dispar, desde los beneficiosos como el manganeso, el itrio, o las tierras raras, a aquellos que afectan negativamente sobre la misma, como la plata, cobre o hierro, por lo que hay que establecer una limitación sobre ellos [15].

El aluminio, junto con el zinc y el manganeso fueron los primeros elementos aleantes utilizados, siendo, a día de hoy, el sistema Mg-Al-Zn uno de los más utilizados en aleaciones fundidas [15]. El zinc empleado con el aluminio, incrementa la resistencia a niveles que, por sí solo, el aluminio no permite, y ello sin reducir la ductilidad de las aleaciones, siendo, además, favorable el efecto que tiene sobre la resistencia a la corrosión [6].

Comparativamente, en aleaciones binarias, el efecto del zinc respecto al del aluminio es del orden de 3 veces más efectivo en su influencia en el incremento del límite elástico. Es crucial la combinación de porcentajes de ambos elementos, puesto que las características de las aleaciones para fundición dependen de estos valores, tal como recoge la Figura 2.7 [15].

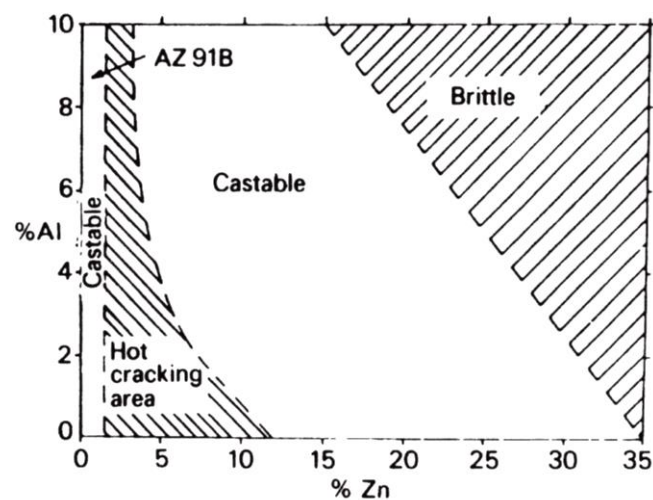


Figura 2.7. Potenciales composiciones de Al y Zn para fundición a presión [15].

La incorporación de zinc mejora además la fluidez de la colada, no obstante, un contenido por encima del 2% inciden negativamente en el alargamiento, la tenacidad de fractura y la ductilidad; siendo explicado este fenómeno por la segregación de zinc en la fase $Mg_{17}Al_{12}$, aumentando con ello la fracción que ocupa. La máxima solubilidad es de 6.2% a una temperatura de 341°C, descendiendo al 2.8% a la temperatura de 204°C [23].

El empleo de manganeso como elemento aleante produce un aumento en el límite elástico, sin afectar de una manera considerable a la resistencia a la tracción, siendo empleado para controlar el contenido en hierro al reducir su solubilidad. Eleva el límite elástico y, además, mejora la resistencia a la corrosión en ambientes salinos. Su solubilidad máxima es del 1% y es alcanzada a la temperatura de 482°C [2], [6], [23].

El silicio mejora la resistencia a la fluencia y reduce la colabilidad, estando limitado su porcentaje de uso por la solubilidad en la colada a las temperaturas usuales de fusión. Se emplea en pocas aleaciones por reducir la resistencia a la corrosión en presencia del hierro [2], [23].

Usando calcio se logra mejorar la resistencia a la fluencia, manteniendo bajo control el tamaño de los granos pero, en general, empeora su comportamiento durante su procesado [23]. Su uso se está extendiendo en aleaciones resistentes a la fluencia, sustituyendo la fase de $Mg_{17}Al_{12}$ por $Al_{12}Ca$, con lo que se mejora esta propiedad [2].

El zirconio es un fuerte refinador del tamaño de los granos, neutralizando, de una manera considerable, el efecto del aumento del tamaño de grano que produce la adición de berilio en las aleaciones de magnesio [23].

Las tierras raras son incorporadas a las aleaciones para mejorar la resistencia a alta temperatura, la resistencia a la fluencia y la corrosión. Son usadas en forma de Mischmetal, que es una aleación formada por tierras raras que, por regla general, incorporan cerio, lantano, neodimio o itrio, en diferentes composiciones de forma natural, cuyo uso está limitado por su alto coste a aleaciones de altas características [2], [6].

Un elemento empleado para producir la postergación de la oxidación e ignición de las aleaciones fundidas es el berilio, el cual es usado en proporciones de 10 a 15 ppm; favoreciendo, además, la eliminación del hierro de la colada. No obstante, su uso produce un aumento considerable del tamaño de los granos, efecto que puede ser mitigado con la adición de zirconio, como se ha comentado anteriormente [23].

Además del uso de elementos aleantes, los cuales son utilizados intencionadamente, los elementos tales como el níquel, que empeora la ductilidad y resistencia a la corrosión, o el hierro, que incluso en pequeñas proporciones deteriora la resistencia a la corrosión, tienen una importante influencia en la calidad de las aleaciones de magnesio; siendo, por lo tanto, esencial mantener su presencia bajo control. El cobre es considerado, en algunas ocasiones, como impureza; debido a que reduce la resistencia a la corrosión, aunque sea usado intencionadamente por mejorar la resistencia a alta temperatura, ocurriendo de igual manera con el berilio, por su efecto en el tamaño de grano [2], [6], [23]. Por este motivo, es por lo que en las normas que especifican la composición de los elementos de aleación, se establecen usualmente límites en la proporción de estos elementos, como por ejemplo la ASTM B93 [25], desarrollada por la American Society for Testing and Materials (ASTM).

Hay que señalar que no son muchos los elementos que están disponibles para mejorar las propiedades de las aleaciones. Por ello, se continúa investigando la incorporación de nuevos elementos que las mejoren, como el estroncio, el terbio o el escandio [2].

Tal como se ha puesto de manifiesto, los constituyentes de las aleaciones tienen una influencia clave en sus propiedades, pero no son los únicos factores que les afectan. Los tratamientos térmicos modifican la microestructura de las aleaciones y, con ello, sus propiedades. El envejecimiento difunde los átomos de aluminio a los límites de grano, formando precipitados de fase γ , reduciendo la concentración de aluminio en la fase α , siendo este cambio del 9 al 3% en las aleaciones AZ91 [26]. Los tratamientos térmicos modifican el tamaño, cantidad y distribución de la fase γ precipitada de $Mg_{17}Al_{12}$ y, por

tanto, la resistencia a la corrosión. Esto queda patente en la Tabla 2.3, en la cual se puede observar la tasa de corrosión para distintos tratamientos térmicos de la aleación AZ91.

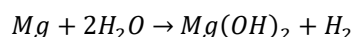
Tabla 2.3. Corrosión para distintos tratamientos de la aleación AZ91 [27].

Condición	Tasa de corrosión [mg/cm ² día]
F, tal como fabricado	10
T4	11
T6 a 120°C	6
T6 a 205°C	1

2.2.3 Resistencia a la corrosión

Los inconvenientes que restringen la extensión en el uso de las aleaciones de magnesio están originados, principalmente, por sus pobres características mecánicas y de resistencia a la corrosión. Esto último es limitante cuando se tiene un contenido elevado de impurezas tales como el níquel, hierro o cobre, ya que la industria, fundamentalmente la aeroespacial, rechazará las aleaciones mejoradas si no solucionan este problema, a pesar de aportar avances en las propiedades mecánicas. Es tal la velocidad de corrosión, que es empleado en ánodos de sacrificio en aplicaciones como cascos de barcos, tuberías o pilotes de acero [28]. Esta alta reactividad también lo hace idóneo para aplicaciones de ánodo en baterías, presentando algunas ventajas sobre las usuales de zinc, como su alto voltaje por celda, alta densidad de energía en relación al peso, o las bajas temperaturas de descarga [29].

En ambientes húmedos, la reacción electroquímica produciría hidróxido de magnesio e hidrógeno al reaccionar con el agua, mediante la siguiente reacción.



La velocidad de la reacción está determinada por la formación de una película superficial de Mg(OH)₂, que lo protege, pero que es atacada por especies de electrolitos como el ion Cl⁻ y por impurezas que, a partir de cierta concentración, hacen descender dramáticamente la resistencia a la corrosión, siendo, por ello, fundamental el control de estas. Formas adicionales de ataque incluyen la corrosión bajo tensión, que ocurre en ambientes húmedos y suele ser de tipo transgranular, y la oxidación a alta temperatura, ya que por encima de 450°C se forma una película de MgO la cual no protege el material [28].

La aleación AZ91E, al tener alta pureza, incrementa la resistencia a la corrosión entre 10 y 100 veces la estándar, alcanzando a la del acero dulce y superando a la de aluminio fundido a presión. Por ello, se están introduciendo versiones de aleaciones de alta pureza que mejoran notablemente la resistencia a la corrosión [30].

Además de la influencia del ambiente, los factores metalúrgicos son determinantes y, entre ellos, las impurezas, los elementos aleantes, las fases y la microestructura. Las impurezas más determinantes son los elementos de hierro, cobre, níquel y cobalto, por la importante aceleración en la tasa de corrosión que originan en concentraciones por debajo del 0,2%, otros como la plata, calcio o zinc, también influyen considerablemente en concentraciones del 0,5% al 5%, tal como refleja la Figura 2.8. Hay elementos como el zirconio, que proporcionan una buena resistencia a la corrosión al permitir el control de las impurezas de hierro y de níquel, o el aluminio, que mejora su resistencia considerablemente en porcentajes de hasta el 4%; ralentizándose la mejora hasta alcanzar el 9%, o el zinc que tiene gran influencia sobre las características de la película protectora [26], [29].

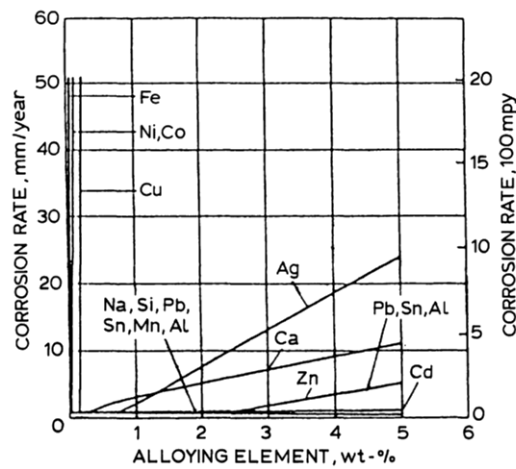


Figura 2.8. Efecto de los elementos aleantes en la corrosión del magnesio [28].

Las fases tienen gran influencia en la corrosión del magnesio, ya que la mayoría de los elementos solo afectan en fases secundarias. Las aleaciones con alto contenido de aluminio, como la AZ91, tienen presencia de fase $Mg_{17}Al_{12}$, en cuya fase no se detecta la presencia de hierro ni de níquel [31]. Esta fase se encuentra en los límites de granos que es catódica respecto a la matriz, encontrándose que actuaba como barrera ante la corrosión al formar una película pasiva en la superficie [32].

Los métodos para prevenir la corrosión implican las siguientes estrategias: empleo de aleaciones de alta pureza, manteniendo las impurezas controladas, desarrollo de aleaciones con nuevos elementos y fases, y distribución de su microestructura mediante modificaciones en la superficies tales como el recocido láser y el uso de películas y recubrimientos [29].

Las aleaciones como la AZ91D o AZ91E, a pesar de tener una alta pureza, presenta deficiencias en cuanto a su resistencia a la corrosión galvánica; por lo que es necesario el uso de recubrimientos y materiales aislantes y, fundamentalmente, la selección de materiales compatibles. La Figura 2.9 muestra la corrosión galvánica relativa producida en diferentes materiales unidos a la aleación AZ91D [27].



Figura 2.9. Corrosión galvánica relativa de diferentes materiales en sujetadores unidos a la aleación AZ91D, basado en [27].

2.2.4 Designación de las aleaciones de magnesio.

La designación de las aleaciones de magnesio, al igual que otro tipo de aleaciones, emplea la composición o bien las propiedades de estas, mediante normas estandarizadas. Estas normas han sido tradicionalmente establecidas por cada país, como las UNE españolas, DIN alemanas, BSI británicas, o las AISI, ASME, ASTM, o SAE norteamericanas, habiendo una intensa labor de armonización por parte de los organismos de las Euronormas (EN) por parte de Europa, o las normas ISO a nivel internacional [33]. Las más empleadas a nivel industrial son las ASTM y la UNS, las cuales se exponen a continuación.

La designación de las aleaciones de magnesio emplea usualmente la norma de la ASTM B275 [34]. Esta norma se basa en la composición química y emplea abreviaturas de letras para designar los principales elementos aleantes que constituyen estas aleaciones, los cuales van seguidos de la indicación de su porcentaje en masa [6].

Las dos primeras letras de la designación indican los principales elementos, en función de su porcentaje en masa y ordenados de mayor a menor, siendo estas letras las especificadas en la Tabla 2.4. A continuación, las siguen dos números que indican el valor numérico del porcentaje de estos elementos, redondeado a un número entero, y en el orden en que aparecen los elementos. Por último, para aleaciones que tienen similares composiciones en los principales elementos, una letra va a indicar el orden en el que la aleación ha sido recogida en la norma, según indica la Tabla 2.5 [17], [34].

Tabla 2.4. Designación de los elementos de aleación (*Table 2.4. Designation of alloying elements*).

Elemento	Letra	Elemento	Letra
Aluminio	A	Níquel	N
Bismuto	B	Plomo	P
Cobre	C	Plata	Q
Cadmio	D	Cromo	R
Tierras raras	E	Silicio	S
Hierro	F	Estaño	T
Torio	H	Ytrio	W
Zirconio	K	Antimonio	Y
Litio	L	Zinc	Z
Manganeso	M		

Tabla 2.5. Letras para diferenciar aleaciones de igual composición.

Letra	Elemento
Primera composición registrada en ASTM.	A
Segunda composición registrada en ASTM.	B
Tercera composición registrada en ASTM.	C
Mayor pureza composición registrada en ASTM.	D
Mayor resistencia a corrosión composición registrada en ASTM.	E
Aleación experimental, no registrada.	X

Es crucial distinguir entre distintas aleaciones que, si bien tienen similares composiciones, han sido sometidas a distintos tratamientos térmicos y, por lo tanto, sus características mecánicas y tecnológicas son diferentes. Para ello, según establece la norma ASTM B296-03 [35], se le añadirá separada por un guion una letra, la cual indicará la condición de fabricación, tal como queda reflejado en la Tabla 2.6.

Alternativamente, existe un sistema de designación de las aleaciones metálicas desarrollado por la Society of Automotive Engineers (SAE) y la ASTM que incluye a las de magnesio. Se trata de la Unified Numbering System (UNS), que consiste en una identificación numérica para las aleaciones, la cual no establece requisitos de composición o características, sino que solamente realiza la identificación de las aleaciones cuyas características vienen recogidas en otras normas [36].

Tabla 2.6. Designación y subdivisiones del temple (*Table 2.6. Designation and subdivisions of tempering*).

Letra	Significado
F	Tal y como fabricada.
O	Recocido, recristalizado (solo en productos forjados).
H	Endurecido por deformación.
W	Tratamiento térmico por solución sólida. Temple inestable.
T	Tratamientos térmicos para producir temple distintos a F, O u H.
Subdivisiones de H	
H1	Más 1 o 2 dígitos, solo endurecido.
H2	Más 1 o 2 dígitos, endurecido y parcialmente recocido.
H3	Más 1 o 2 dígitos, endurecido y estabilizado.
Subdivisiones de T	
T1	Enfriado desde alta temperatura y envejecido.
T2	Recocido.
T3	Tratamiento térmico de solubilización y conformado en frío.
T4	Tratamiento térmico de solubilización.
T5	Enfriado desde alta temperatura y envejecido artificialmente.
T6	Tratamiento térmico de solubilización y envejecido artificialmente.
T7	Tratamiento térmico de solubilización estabilizado.
T8	Tratamiento térmico de solubilización, conformado en frío y envejecido.
T9	Tratamiento térmico de solubilización, envejecido artificialmente y conformado.
T10	Enfriado desde alta temperatura, envejecido y conformado en frío.

La designación UNS empieza por una letra, la cual, para las aleaciones no férricas, entre las que están incluidas las de magnesio, emplea la M. La aleación objeto de estudio en el presente trabajo se designa como M11917, que corresponde con la aleación AZ91D según la ASTM B93 y cuya composición es la recogida en la Tabla 2.7.

Tabla 2.7. Composición química en porcentaje en masa [25].

Designación	Al	Be	Cu	Fe	Mn	Ni	Si	Zn	Otros
AZ91D	8,5- 9,5	0,005- 0,0015	0,025 máx.	0,04 máx.	0,17- 0,40	0,001 máx.	0,08 máx.	0,45- 0,90	0,01 máx.

2.2.5 Clasificación de las aleaciones de magnesio.

Tradicionalmente, para la clasificación de las aleaciones de magnesio, se ha empleado el método de producción, y, aún, se sigue utilizando [2]. Según esta

clasificación, se pueden categorizar las aleaciones de magnesio en aleaciones fundidas, aleaciones forjadas y aleaciones para aplicaciones a elevadas temperaturas.

Las aleaciones para fundición pueden dividirse en dos grupos. Por un lado, de fundición en arena, a las que se le añaden pequeñas cantidades de zirconio, que produce una estructura de granos finos. Por otro lado las aleaciones de fundición a presión, en las que el elemento aleante predominante es el aluminio [23].

Las aleaciones para fundición a presión están constituidas por cinco sistemas. Los más empleados son el sistema AZ, con alrededor de un 60%, y el AM con el 35%; además de los sistemas AS, AE y A-Sr que, en conjunto, suponen el 5%. [23].

Las aleaciones conformadas por deformación, son fabricadas por diversos métodos, tales como extrusión, forja o laminación; teniendo, en general, mejores propiedades mecánicas que las aleaciones fundidas, debido a su mayor homogeneidad y mejor microestructura, originada en el proceso termo-mecánico de producción [6]. En la Figura 2.10 pueden observarse el alargamiento y el límite elástico comparativamente, para ambos grupos de aleaciones. Sin embargo, estas aleaciones solo ocupan entre un 10 y un 15% del total, debido básicamente a su limitada aptitud para el conformado, además de tener un mayor costo [23].

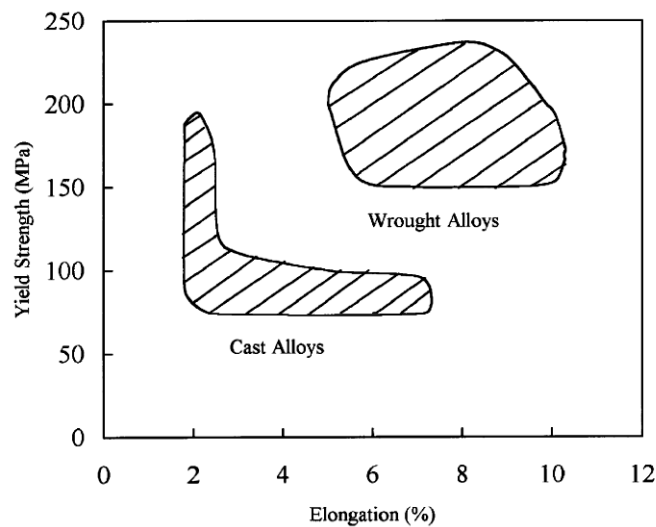


Figura 2.10. Límite elástico y alargamiento para aleaciones de magnesio [37].

Los procesos de laminación se ejecutan normalmente en caliente y se realizan en múltiples etapas con calentamiento intermedio y recocido; siendo la aleación AZ31 la más empleada. Los procedimientos de extrusión se efectúan a temperaturas de 300°C a 450°C; produciendo perfiles macizos y huecos, empleando generalmente el grupo de aleaciones Mg-Al-Zn, con contenido de aluminio entre el 1 y el 8%, como la AZ61. Las aleaciones forjadas son una mínima parte y solo pueden emplear aleaciones de grano fino, tales como la AZ80 y la ZK60 [15]. Se estima que el consumo de aleaciones de magnesio conformadas por deformación se encuentra entre 8000 y 10000 toneladas, empleándose entre el 25% y 30% en aplicaciones estructurales [38].

2.2.6 Aplicaciones estructurales del magnesio y sus aleaciones

En cuanto a su utilización como material estructural, las aleaciones de magnesio se emplean en un amplio rango de mercados y aplicaciones, favorecidas por sus excelentes propiedades específicas, siendo la industria del automóvil la que mayor uso supone en cuanto a material estructural, y la industria aeronáutica y aeroespacial liderando los nuevos desarrollos. Desde la perspectiva de los transportes, la reducción de masa y con ello del consumo de combustibles y emisiones contaminantes que puede alcanzarse mediante su uso son considerables, por lo que es un aspecto fundamental. El magnesio, además, puede capitalizar, en gran medida, la tendencia a la movilidad de la sociedad, con desarrollos recientes en la electrónica o las telecomunicaciones [23].

El cada vez menor costo que asegura la estabilidad de los mercados y su capacidad de reducir la huella de carbono, que satisface la demanda de reducción de emisiones de CO₂, están impulsando que progresivamente vaya sustituyendo al aluminio que es uno de sus principales competidores como material estructural. Se prevé que en la década de los 20's del presente siglo ocurra un proceso similar al que ocurrió en los 80's del pasado siglo, en cuanto a la sustitución de los aceros por aleaciones de aluminio [39].

Sin embargo, las aleaciones de magnesio presentan algunos problemas que limitan su uso, como son: su mayor costo, su ductilidad, su tenacidad, su resistencia mecánica, a fluencia y a fatiga y, la más limitante de todas, su resistencia a la corrosión, muy inferior a la de otros metales [40].

- Automoción.

El empleo de aleaciones de magnesio presenta un enorme potencial en automoción, principalmente, por la reducción de masa que conlleva, pero, también, por otros beneficios como, el incremento de la rigidez y de la capacidad de absorción de energía en un choque al poder emplear secciones más gruesas [9].

Su empleo en este sector se remonta al año 1920, cuando se usó, por primera vez, una aleación de magnesio con aluminio y zinc en un pistón fabricado por fundición. Su introducción a gran escala la realizó Porsche en un motor de 8 cilindros refrigerado por aire y, posteriormente, diseñó para Volkswagen el Beetle, que contenía más de 20 kg de aleaciones de magnesio [2]. Actualmente, las aleaciones más empleadas en este sector son la AZ91D y la AM60B [37].

El magnesio se suele usar en el interior de los vehículos en paneles de instrumentos, estructuras de dirección o en asientos; empleándose sobre todo en fundiciones de pared delgada, de alrededor de 1,5 mm de espesor. Debido a su baja resistencia a la corrosión no es adecuado para su aplicación en la carrocería. En el chasis, abarca desde llantas forjadas hasta soportes, donde los diseños tubulares a partir de chapa presentan grandes mejoras en la reducción de masa [41].

La International Magnesium Association (IMA) recoge una amplia serie de componentes de aleaciones de magnesio utilizadas en la producción en serie, una parte de las cuales viene reflejada, por sistemas del vehículo, en la Tabla 2.8.

Tabla 2.8. Aplicaciones de las aleaciones de magnesio en automoción (Table 2.8. Applications of magnesium alloys in the automotive industry) [42].

	Componente	Tecnología	Aleación	Masa	Mejora lograda
Tren motriz	Cubierta de leva	Fund. presión	AE44	1,2 kg	44% menos que Al
	Caja del cigüeñal	Fund. presión	AJ62		25 kg menos que Al
	Cárter de aceite	Fund. presión	AE44	4,6 kg	47% menos que Al
	Caja de transmisión	Fund. presión	AZ91	6,8 kg	35% menos que Al
	Cubierta del motor	Fund. presión	AE44	2,6 kg	47% menor que Al
Estructura	Soporte frontal	Fund. presión	AM60	5,9 kg	19% menos que Al y Acero
	Refuerzo del puntal	Fund. presión	AZ91	1,2 kg	28% menos que Al
	Puerta trasera	Fund. presión	AM60	6,8 kg	Reducción de 7 a 1
	Bastidor del motor	Fund. presión	AE44	10,9 kg	35% de reducción respecto Al
	Marco de la ventana	Fund. presión	AM50	1,6 kg	35% de reducción respecto Al
	Consola intermedia	Fund. presión	AZ91	2,0 kg	20% menor
	Viga transversal	Fund. presión	AM60	5,9 kg	Longitud componente 170 cm
	Retenedor de equipaje	Chapa	AZ31	2,2 kg	1.4 kg menor que en acero
Interior	Volante	Fund. presión	AM60	0,5 kg	
	Columna de dirección	Fund. presión	AM50	1,4 kg	0,9 kg menor que Al
	Soporte de dirección	Fund. presión	AZ91	0,5 kg	0,5 kg menor Al
	Soporte para GPS	Fund. presión	AZ91	0,3 kg	
	Caja de caja de cambios	Fund. presión	AZ91		
Carrocería	Techo	Chapa	AZ31	2,2 kg	Mínima masa
	Panel de puerta	Fund. presión	AM50	6 kg	
Otros	Reflector	Tixomoldeo	AZ91	0,01 kg	50% inferior competidores
	Estructura del asiento	Fund. presión	AM50	2,1 kg	10% reducción respecto acero
	Llanta	Forja	AZ80	11,9 kg	2 kg menor Al

Su falta de resistencia a la fluencia a temperaturas por encima de 125°C impide su uso en aplicaciones en automoción como en los pistones, que alcanzan los 300°C, el bloque del motor, que alcanza los 200°C o en las transmisiones automáticas, que alcanzan los 175°C [6].

- Aeronáutica-aeroespacial.

Las aleaciones de magnesio en el sector aeronáutico solo suponen el 1%; lo que parece un porcentaje bajo teniendo en cuenta sus buenas características mecánicas específicas y la gran reducción de masa que puede lograrse con su uso. Las principales razones de este escaso empleo son: las insuficientes propiedades mecánicas para algunas solicitaciones, la baja resistencia a la corrosión y problemas de agrietamiento asociados a esta última cuando está bajo tensión [40], [43].

Durante los años 30's del siglo pasado los aviones alemanes empleaban las aleaciones de magnesio en tanques de combustible, hélices y cárteres de motores; continuando su uso en los 40's cuando el avión B-47 empleaba 5500 kg de chapas, piezas fundidas y extrusionadas de magnesio. De los años 50's a los 70's, se empleó, también,

como material de revestimiento en alas y cola, instrumentos de navegación, componentes para motores de baja temperatura y piezas de misiles y naves espaciales, sobre todo en vehículos militares, decayendo su uso por los problemas mencionados. A día de hoy, su aplicación se restringe, en gran medida, a componentes de motores y cajas de cambios, favorecidos por su alta capacidad de amortiguación, y otros más restringidos al ámbito militar como carcasas de comunicaciones, antenas de radar o cubiertas y componentes de misiles [23], [40]. Algunos de estos usos en la actualidad pueden verse en la Figura 2.11.

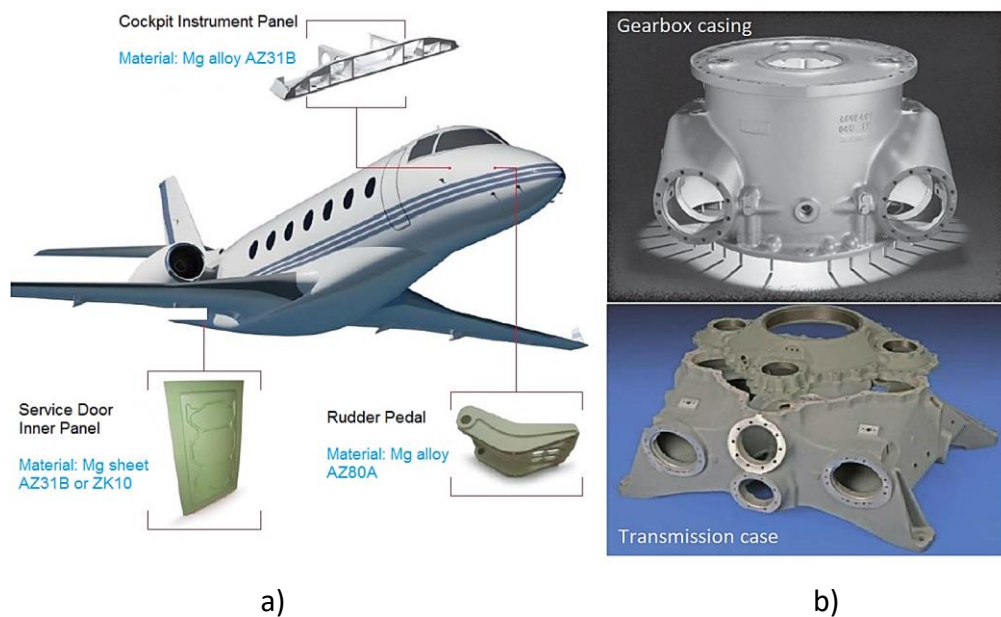


Figura 2.11. Aplicaciones aeronáuticas. a) Piezas de avión [44], b) piezas helicóptero [40], [45].

En el año 2015, la Federal Aviation Administration (FAA) autorizó el uso del magnesio para la construcción de asientos; lo que supone una disminución de masa de unos 4200 kg en una aeronave como el Airbus A380 que dispone 700 asientos ya que, en general, sustituye a aleaciones de aluminio. Se espera que su aplicación en este sector se extienda, de manera importante, a componentes estructurales y no estructurales, no críticos, y a otros como elementos unitarios de carga o vehículos aéreos no tripulados, que están teniendo una rápida expansión. Con ello, se lograría un considerable incremento de la demanda en el sector aeroespacial hasta el año 2033, mayoritariamente, en las áreas de Asia-Pacífico, Europa y Norte América, en orden decreciente de importancia [39].

La capacidad del magnesio de soportar las condiciones extremas de radiaciones electromagnéticas, la exposición al ozono o al impacto de partículas de alta energía hace que tenga una significativa aplicación en naves espaciales y misiles; además de que su estabilidad dimensional permite su uso en dispositivos de captación de imágenes transportados en satélites [46].

Para potenciar su empleo en este sector es fundamental que mejore su resistencia a la ignición y a la corrosión, que baje su inflamabilidad, que se desarrollen métodos de unión con diferentes aleaciones y que aumente su producción para que su comercialización pueda realizarse a precios asequibles [39].

- Electrónica

En la actualidad los equipos electrónicos y de telecomunicaciones requieren de componentes ligeros y resistentes y, al mismo tiempo, visualmente atractivos. Las aleaciones de magnesio satisfacen estos requisitos y proporcionan un blindaje electrónico notable. En consecuencia, son ampliamente utilizadas en carcasas para teléfonos móviles y televisores, reproductores de música y vídeo, y altavoces entre otros [2]. El aspecto estético es esencial en este mercado, en el que tradicionalmente los componentes, como carcasas de pared delgada, han estado dominados por el plástico. El magnesio va aumentando su presencia por las ventajas que presenta: mayor rigidez sin deformaciones, mejor apariencia y sensación metálica, mayor capacidad de amortiguación, blindaje electromagnético y de radiofrecuencia, mejor disipación de calor y mayor portabilidad en los productos de información y comunicación [23].

- Biomedicina

Las aleaciones de magnesio fueron de las primeras en utilizarse como biomateriales para prótesis ortopédicas, pero los problemas derivados de su baja resistencia a la corrosión y la acumulación de hidrógeno a su alrededor “in vivo” ha restringido su uso. Tiene unas propiedades físicas y mecánicas que los hacen adecuados al tener una densidad, tenacidad de fractura, módulo de elasticidad y límite elástico a la compresión similar a la de los huesos [47].

Los bioimplantes son dispositivos que implantados en el cuerpo humano reemplazan una parte dañada del mismo; permitiendo su normal funcionamiento. Estos pueden estar fabricados en acero inoxidable, tungsteno, cobalto o titanio, entre otros. Debido a que el cuerpo humano tiene un alto porcentaje de iones de magnesio, sus aleaciones son altamente biocompatibles. Las solubles se excretan sin producir daño; lo que supone una ventaja fundamental en implantes biodegradables [48].

Esta buena biocompatibilidad y el hecho de que se degrade inofensivamente para el organismo, hacen que sea excelente para implantes temporales. Sin embargo, su baja resistencia a la corrosión puede hacer que sea inoperante antes de completar el proceso. La solución de este problema se ha abordado desde varios frentes como son modificando las superficies mediante revestimientos o empleando elementos de aleación que mejoren sus resistencia a la corrosión [49].

Para su utilización en este sector se emplean aleaciones de magnesio especiales por su baja toxicidad y biocompatibilidad, tales como Mg-Ca, Mg-Zn, Mg-Si, Mg-Zr o Mg-Sr. Algunos de las aplicaciones en implantes biomédicos son la fabricación de stents,

tornillos, dispositivos de cierre de heridas, alambres, varillas y placas. Algunos de estos ejemplos de aplicación se recogen en la Figura 2.12 [50].

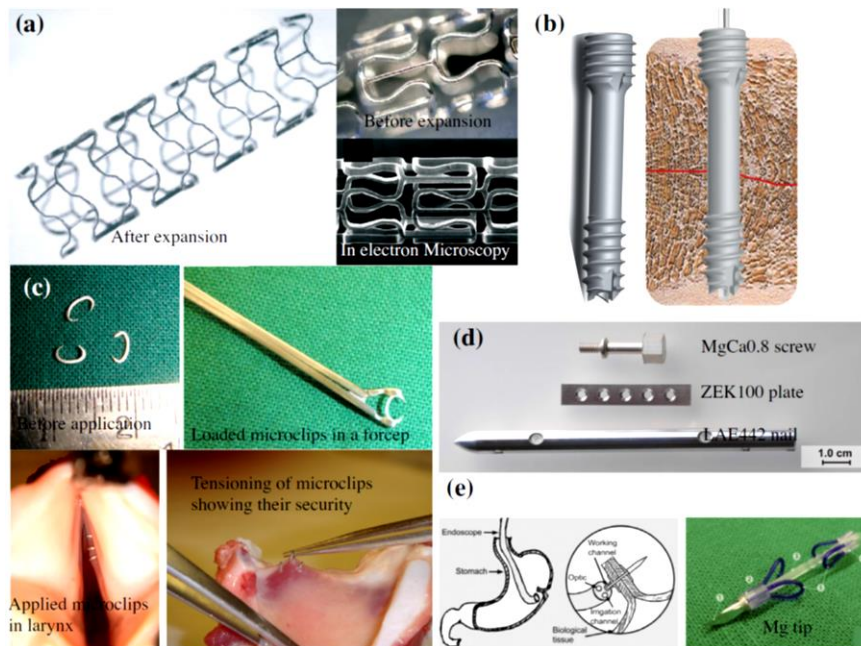


Figura 2.12. Aplicaciones de implantes. a) stents cardiovasculares, b) tornillo, c) microclips, d) implante ortopédico, e) dispositivos de cierre de heridas [43].

- Otros usos.

En el mercado existe una amplia variedad de sectores donde se encuentran artículos fabricados en aleaciones de magnesio. En aplicaciones deportivas se aprovechan tanto su conformado en formas complicadas como sus buenas características mecánicas específicas y de amortiguación de golpes y vibraciones. Se pueden encontrar cuadros y pedales de bicicletas, equipos de tiro con arco, raquetas de tenis, esquís y tablas de snowboard, palos de golf o patines [2], [23], [47].

Otro campo de uso ha sido en óptica tanto para visores de caza o binoculares como en la fabricación de monturas de gafas mediante tixomoldeo; lo que ha permitido obtener las características de resistencia, ligereza y flexibilidad requeridas en este ámbito. Otro tipo de usos son las herramientas manuales, donde prima la baja densidad de las aleaciones, mayoritariamente en carcasas y, también, en el campo de la jardinería [2].

En el ámbito de la energía nuclear, las aleaciones de magnesio son utilizadas en la fabricación de recipientes para el contenido de uranio. Esto es debido a que no absorbe neutrones de forma rápida, por lo que los mantiene disponibles para el uranio, que es un combustible que los necesita conservar. Por ello, los recipientes fabricados con magnesio presentan las siguientes ventajas: no absorben neutrones, no reaccionan con

el uranio, tienen buena conductividad térmica y una adecuada resistencia al dióxido de carbono [37].

Es relevante destacar que la Comisión Europea en su estudio “Critical Raw Materials for Strategic Technologies and Sectors in the EU” ha recogido el magnesio como un material estratégico y crítico, al estar asociado a aplicaciones como el almacenamiento de hidrógeno, robótica, drones, impresión 3D e industrias TIC, lo que supone cinco de las nueve tecnologías estratégicas consideradas. Además, el magnesio está presente en los tres sectores considerados estratégicos que hacen uso de estas tecnologías, y que son energías renovables, defensa y aeroespacial, y movilidad eléctrica [51].

2.2.7 Conformado por fundición de las aleaciones de magnesio.

Las aleaciones de magnesio pueden ser conformadas por todos los métodos convencionales. Por ello, para establecer el método más adecuado, se han de estudiar aspectos como las propiedades requeridas, el número de piezas a fabricar, el tipo de aleación, las propiedades demandadas o las aplicaciones; siendo crucial los parámetros del proceso seleccionado puesto que tienen una influencia clave en las características microestructurales de las aleaciones [6], [23].

Los procesos de conformado de las aleaciones de magnesio pueden clasificarse en dos grandes grupos, conformado en fase líquida y en fase sólida. Comparando ambos grupos de procesos se pueden establecer las siguientes ventajas y desventajas de los de fase sólida respecto los de fase líquida, tal como se refleja la en Tabla 2.9.

Tabla 2.9. Ventajas y desventajas de los procesos de conformado en fase sólida en relación a los de fase líquida [6].

Ventajas	Desventajas
<ul style="list-style-type: none"> • Microestructura de granos refinada. • Adecuados para producir fases metaestables en la microestructura. • Valores superiores de resistencia. 	<ul style="list-style-type: none"> • Mayor coste del proceso. • Limitación en los espesores de las piezas. • Menor ductilidad y tenacidad de fractura. • Dificultad en el manejo de los finos polvos.

Los principios para el conformado por fundición de las aleaciones de magnesio, no difiere mucho de las de otros metales. No obstante, para obtener la calidad requerida, es necesario considerar algunas diferencias en las propiedades físicas respecto a otro tipo de materiales, tal como refleja la Tabla 2.10.

Tabla 2.10. Comparativa de las propiedades físicas del magnesio y otros metales [2].

Propiedad	Mg	Al	Cu	Zn	Ni	Fe
Punto Fusión(°C)	650	660	1083	420	1453	1537
Densidad (kg·m ⁻³)	1740	2700	8960	7140	8900	7870
Coef. Expansión lineal (x10 ⁶ /K)	26,0	23,5	17,0	31	13,3	12,1
Conductividad térmica (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	156	238	393	113	88	71
Calor específico (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	1025	900	377	377	460	460
Capacidad calorífica vol. (J·m ⁻³ ·x10 ⁻³)	1783	2430	3378	2692	4094	3620
Calor de fusión vol. (J·m ⁻³ ·x10 ⁻⁶)	624	1039	1829	790	2702	2078

a) Fundición en arena.

Es un método muy utilizado en los metales en general y en las aleaciones de magnesio en particular. Debido a la alta reactividad del magnesio, incluso con algunos materiales empleados en la fabricación del molde, es usual el empleo de inhibidores tales como sulfuros o ácido bórico, en proporciones del 1 al 2% [6]. Las dos principales familias de aleaciones empleadas son la Mg-Al, la cual produce formaciones dendríticas ramificadas, y Mg-Zr, que solidifica en estructuras esferoidales. Normalmente necesitan de un tratamiento térmico antes de su uso para relajar las tensiones y alcanzar las propiedades mecánicas requeridas, siendo los más empleados T4, T5 y T6 cuyas características se recogieron en la Tabla 2.6 [2].

b) Fundición a presión.

En la fundición a presión, conocida también conocida como HPDC (del inglés, *High Pressure Die Casting*), se emplean altas presiones y velocidades para introducir el metal fundido en un molde, estando condicionada la velocidad usada por el espesor de las paredes, el tipo de aleación, la temperatura del molde y por la distancia a recorrer por el flujo de metal fundido. Durante la solidificación se mantienen las altas presiones para evitar las inclusiones de gas, produciéndose un rápido enfriamiento, con velocidades que oscilan entre 100 °C/s y 1.000 °C/s, originando microestructuras de grano fino. Este proceso se emplea ampliamente para piezas de paredes delgadas, presentando algunas ventajas como producir piezas de complicadas geometrías muy cercanas a la forma final, lo que minimiza el mecanizado y origina altas tasas de producción, buena calidad superficial y obtención de piezas con buena resistencia mecánica y a la corrosión [2], [6]. Este proceso es el más empleado entre los de conformado por fundición, sobrepasando el 70% del total, y principalmente se emplea para la automoción, ocupando este sector cerca del 80% del total de la producción mediante fundición a presión, tal como refleja la Figura 2.13 [37], [52].

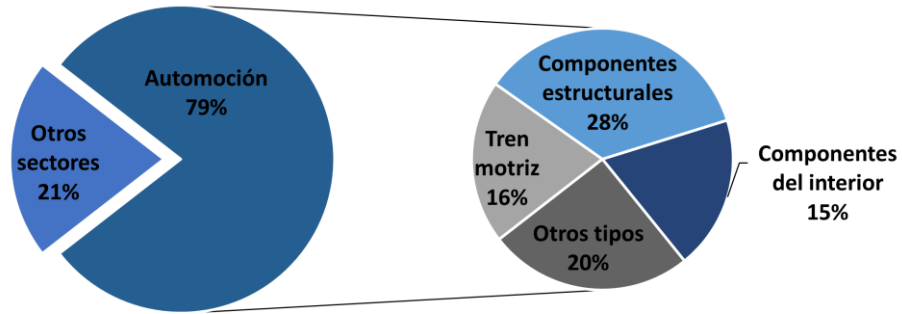


Figura 2.13. Usos de la fundición a presión del magnesio por sectores, basado en [23].

Este método presenta dos variaciones, en función de la temperatura de la cámara, cuyos esquemas se recogen en la Figura 2.14. El proceso de cámara fría o CCDC (del inglés, *Cold Chamber Die Casting*) el material fundido se introduce en un molde mediante la presión ejercida por un émbolo, de alrededor de 100 MPa, llenándolo mediante unos canales de alimentación. En el proceso de cámara caliente o HCDC (del inglés, *Hot Chamber Die Casting*) se sumerge el mecanismo de inyección en el metal fundido dentro de un horno, inyectando la masa líquida a través del canal de alimentación en el molde, llenándolo y manteniendo la presión en el proceso de enfriado, siendo este proceso tan rápido que puede durar apenas 1 segundo para un pieza de 10 g, empleándose en el llenado entre 5 y 50 ms con presiones de 15 a 40 MPa [2]. Se puede generalizar que el proceso de cámara fría se emplea en piezas de mayor tamaño y el de cámara caliente para piezas más pequeñas, al ser más competitivo por los menores tiempo del ciclo [37].

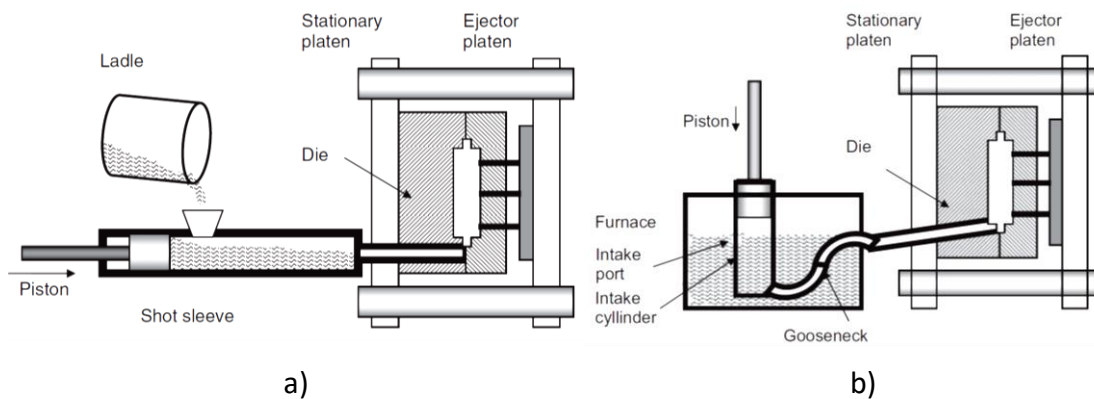


Figura 2.14. Procesos de fundición a presión; de cámara fría a) y, cámara caliente b) [23].

Yazman *et al.* [53], encontraron diferencias significativas en las propiedades mecánicas de la aleación AZ91 según sea conformada por gravedad o por HCDC y, dentro de esta, por los parámetros operativos del proceso. La justificación provenía de las distintas microestructuras que, por un lado, presentaban un menor tamaño de grano que mejoraba la resistencia, dureza y ductilidad y, por otro lado, la proporción de la fase secundaria de $Mg_{17}Al_{12}$ que propiciaba mayores durezas.

c) Forjado de metal líquido.

El forjado de metal líquido es un proceso que combina los métodos de forja y fundición. Consiste en la introducción del metal líquido en la parte inferior de una matriz, estando el punzón en la parte superior. Al bajar la matriz se cierra generándose una alta presión unidireccional, que es mantenida mientras se solidifica la aleación, dando, así, forma a la pieza, tal como puede observarse en la Figura 2.15. Este proceso es ampliamente empleado en el procesado de materiales compuestos de matriz metálica o MMC (del inglés, metal matrix composites) los cuales son reforzados con fibras [6].

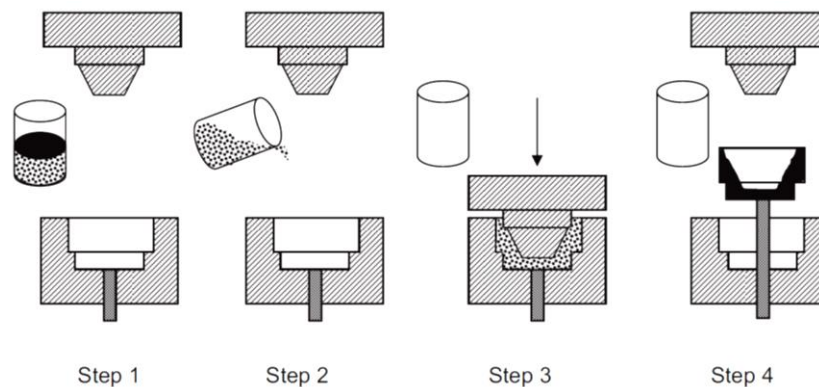


Figura 2.15. Esquema del proceso forja líquida [23].

La microestructura de la aleación procesada depende de los parámetros del proceso, por lo que es fundamental el control de estos para cada tipo de aleación, siendo en orden de trascendencia; magnitud y tiempo de aplicación de la presión, temperatura de la matriz, temperatura de vertido, tiempo previo a la presurización, y la lubricación. Presenta la ventaja de no disponer de canal de alimentación de material fundido, lo que supone el inconveniente de dificultar que se atrapen las impurezas antes de entrar en la matriz [6], [54].

Existe una variante de la técnica en forma indirecta, similar a la fundición a presión, en la que la aleación fundida pasa a través de un canal de colada. El control de la velocidad del émbolo determina la velocidad de llenado; permitiendo su control el aumentar la productividad sin la producción de flujos turbulentos que originen porosidades [2].

Este proceso es empleado básicamente en aleaciones con dificultades para ser fundidas por otros procedimientos, además de aplicaciones con paredes delgadas y que requieran baja porosidad. Además, las aleaciones así procesadas son, generalmente, soldables y tratables térmicamente. También se pueden destacar otras ventajas como la prevención de fisuras en caliente, la buena resistencia y ductilidad por su microestructura de grano fino y libre de defectos, o la buena resistencia a la fluencia [55]. Muestra de lo anterior son los trabajos de Hu, que comparó las propiedades mecánicas de la aleación AZ91, con distintos tratamientos térmicos en función del proceso de fabricación; encontrando que la producida por forja líquida obtenía mejores

valores en los límites de rotura y elasticidad, ocurriendo lo mismo con los alargamientos, tal como se observa en la Figura 2.16 [54].

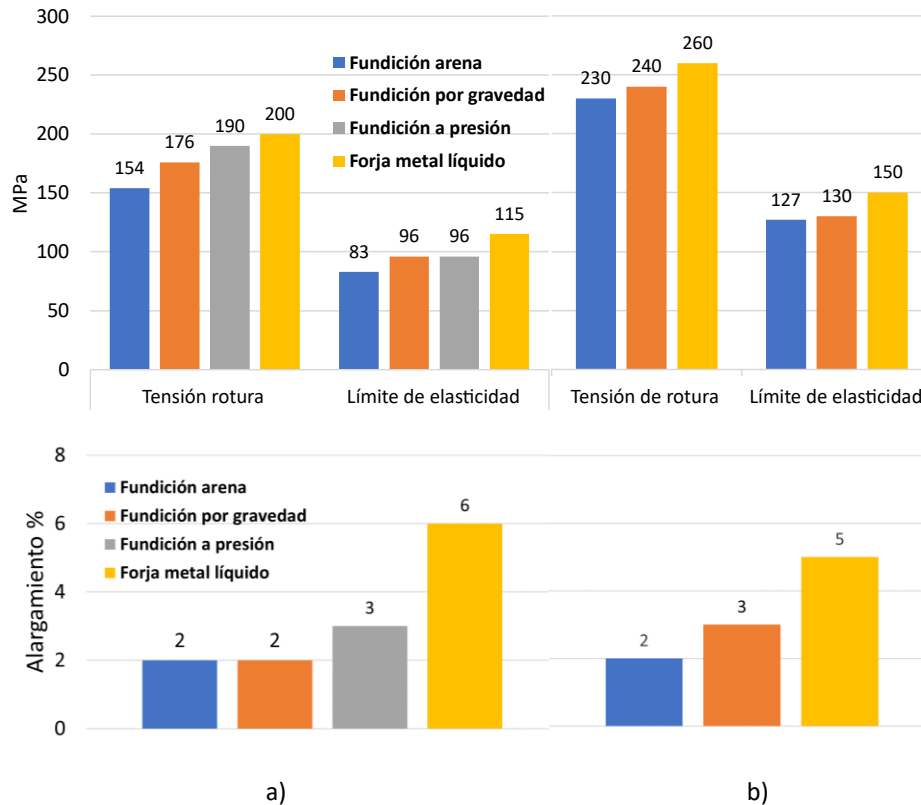


Figura 2.16. Propiedades mecánicas de la aleación AZ91 para distintos procesos de fabricación; a) sin tratar y, b) tratada térmicamente (Figure 2.16. Mechanical properties of AZ91 alloy for different manufacturing processes; (a) untreated and (b) heat treated) [54].

d) Fundición en estado semisólido.

Como se ha comentado anteriormente, las aleaciones de magnesio son procesadas, mayoritariamente, mediante fundición a presión. Sin embargo, este método presenta algunos problemas como la porosidad o las inclusiones, que perjudican las propiedades mecánicas y limitan sus aplicaciones de uso. Un método para superar estos problemas es el empleo de la fundición en estado semisólido; especialmente, en piezas de pared delgada donde el proceso HPDC no es adecuado por estos problemas [6], [56].

La fundición en estado semisólido, también conocida como SSM casting (del inglés, *Semi Solid Metal Casting*), es una tecnología emergente que produce piezas con una forma cercana a la final. El metal es procesado a una temperatura entre la de fusión y la de solidificación; originando finas microestructuras globulares y no dendríticas, formadas durante la solidificación bajo presión [57]. El empleo de este proceso produce notables beneficios tales como el llenado del molde en forma laminar, la menor formación de porosidades, la admisión de tratamientos térmicos posteriores, la inferior producción de segregaciones y agrietamiento superficial, la mayor duración del molde

por las menores temperaturas empleadas, o la alta precisión dimensional y el menor empleo de energía, por citar las más importantes [58]–[60].

Existen dos variantes o grupos de procesos, los cuales son más conocidos por su denominación en inglés, que son el thixocasting y el rheocasting, por lo cual van a ser nombrados a lo largo de la Tesis por su acepción en inglés.

El thixocasting es un proceso que consiste en la preparación previa del material para alcanzar las características tixotrópicas; lo que significa que varía su viscosidad con el tiempo al someterlos a esfuerzos cortantes. Esto se consigue introduciendo virutas del material en un tornillo que es calentado lentamente hasta una temperatura cercana a la del líquido en atmósfera protegida. Después, las fuerzas de cortadura producen una suspensión semisólida que se inyecta en la cavidad del molde [2], [6].

Partiendo de la aleación fundida en un proceso similar, se tiene el rheocasting, el cual presenta las siguientes ventajas frente a la fundición convencional: distribución homogénea de las microporosidades, baja tendencia a la aparición de agrietamiento y cavidades de contracción y obtención de microestructuras finas no dendríticas [6]. Los actuales desarrollos del proceso combinan el método convencional de forja líquida con una instalación integrada para la producción de lodos tixotrópicos de estructura granular. Mediante calentamiento por inducción y enfriamiento por etapas se logran piezas con la ductilidad necesaria para su empleo en el sector de automoción, de forma que se obtienen características ventajosas respecto a otros procesos [61].

El rheocasting hace factible fabricar componentes con espesores variables y altas exigencias en sus propiedades mecánicas; debido a las menores distorsiones y porosidades producidas en el proceso de solidificación, ya que es menor la contracción sufrida al inyectarse la aleación en parte en estado líquido [62].

En este tipo de proceso es común el uso de las aleaciones de magnesio AZ91; principalmente, mediante tixomoldeo [63]. Es relevante la formación de precipitados de fase γ ($Mg_{17}Al_{12}$), en las proximidades de las fronteras de los granos en tratamientos térmicos de solución y aleaciones envejecidas, que tiene influencia en las propiedades mecánicas y en la resistencia a la oxidación. La estructura obtenida consiste en una fase α de magnesio globular, en una matriz de fase α de magnesio y eutéctico formado por $\alpha+\gamma$. Tras someter a esta aleación a un tratamiento térmico T4, se producen significativas variaciones microestructurales, dependiendo del tiempo durante el que se someta a este tratamiento térmico [60].

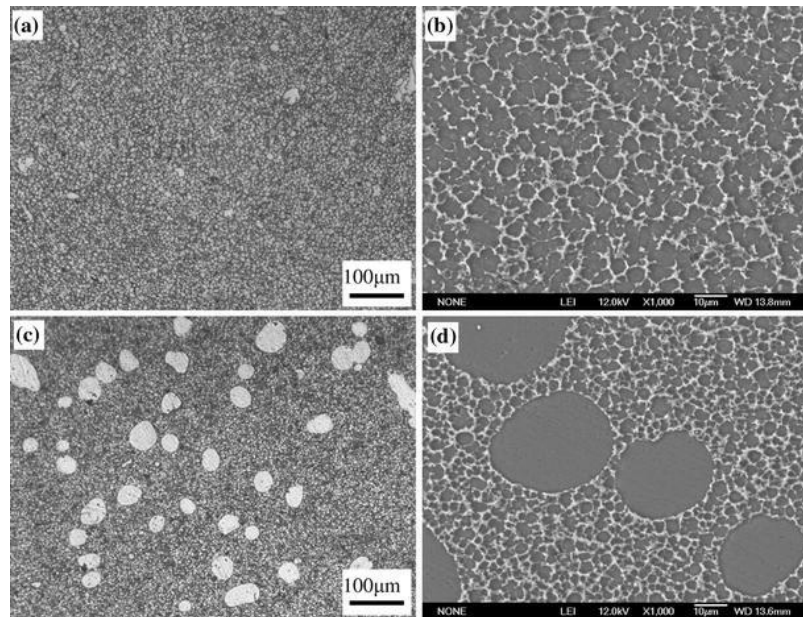


Figura 2.17. Imágenes metalográficas, a la izquierda y, SEM, a la derecha, de la aleación AZ91D fabricada mediante: a) y b) HPDC, c) y d) tixomoldeo [60].

2.2.8 Conformado por deformación plástica de las aleaciones de magnesio.

El uso de aleaciones de magnesio conformadas por deformación, a día de hoy, es bajo si se compara con los productos fundidos, quedando por debajo del 10% [64]. Los componentes conformados por deformación ofrecen unas propiedades que les abren posibilidades de aplicación que difícilmente pueden lograrse con aleaciones fundidas, obteniéndose respecto a estas las siguiente ventajas: propiedades mecánicas equilibradas con mejora en la resistencia, mejora de la ductilidad y, con ella, mejor conformabilidad y propiedades dinámicas, uniforme distribución de las propiedades, y un amplio potencial de desarrollo en grandes piezas de pared delgada [2].

Una de las vías de minimizar las desventajas de las aleaciones de magnesio en cuanto a sus bajas resistencias y ductilidad es mediante el refinamiento microestructural, para lo cual es posible emplear técnicas de conformado por deformación plástica que mejoran la estructura de los granos y la morfología de los precipitados, tal como se desprende de la Figura 2.18, donde se refleja el aumento del límite elástico al disminuir el tamaño de grano [65]. Para llevar a cabo estos procesos, es necesario su conformado a temperaturas adecuadas. Si son superiores a la de recristalización (alrededor de 0,4 veces la temperatura de fusión) no se alcanza un adecuado tamaño de grano y, a temperatura ambiente, existen problemas en el procesado, por lo que es un factor primordial en estos procesos [66].

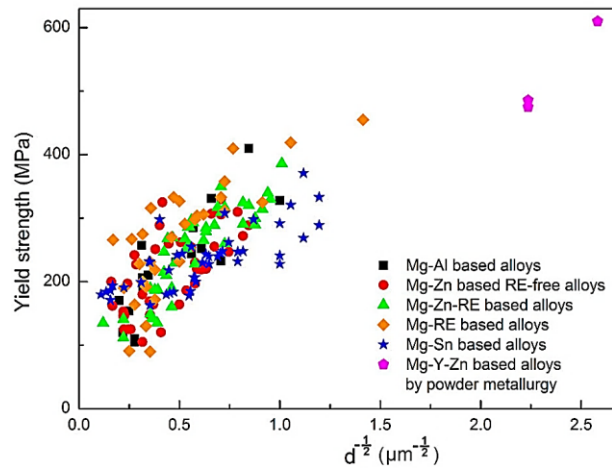


Figura 2.18. Tensión de fluencia en función del tamaño de grano para distintos grupos de aleaciones de magnesio conformadas por deformación [67].

Debido a su baja plasticidad, las aleaciones de magnesio tienen una conformabilidad limitada en procesos por deformación plástica, por lo que, generalmente, se prefiere conformarlas en caliente, aunque esto suponga la obtención de menores precisiones y, peores propiedades mecánicas [38], [68]. Esta baja conformabilidad a temperatura ambiente se atribuye al comportamiento plástico anisotrópico que limita la expansión de su uso, derivado de la estructura hexagonal compacta, en la que los cristales con diferentes orientaciones se deforman solo en el plano de deslizamiento individual, lo que impide el deslizamiento entre ellos [69], [70].

Una considerable mejora de la aptitud de estas aleaciones para ser deformadas se consigue al elevarse la temperatura, incrementando considerablemente la conformabilidad entre 200°C y 225°C dependiendo de la aleación, originada por el efecto de la activación térmica de los planos deslizantes piramidales de la estructura hexagonal. En la Figura 2.19a se muestran las curvas de flujo a diferentes temperaturas de la aleación AZ31B, revelando claramente un valor de la tensión de flujo ostensiblemente menor al incrementar la temperatura de realización del ensayo. Respecto a la velocidad de deformación, al incrementar su valor de $0,002\text{s}^{-1}$ a 2s^{-1} se obtienen incrementos notables en el valor de la tensión, a una temperatura de 200°C, tal como se desprende de la Figura 2.19b, siendo este efecto menor al emplear menores temperaturas, habiendo sido realizados los ensayos con la misma aleación, según la norma EN 10002 parte 5 [71], sobre ensayo de tracción, método de ensayo a temperatura elevada [70].

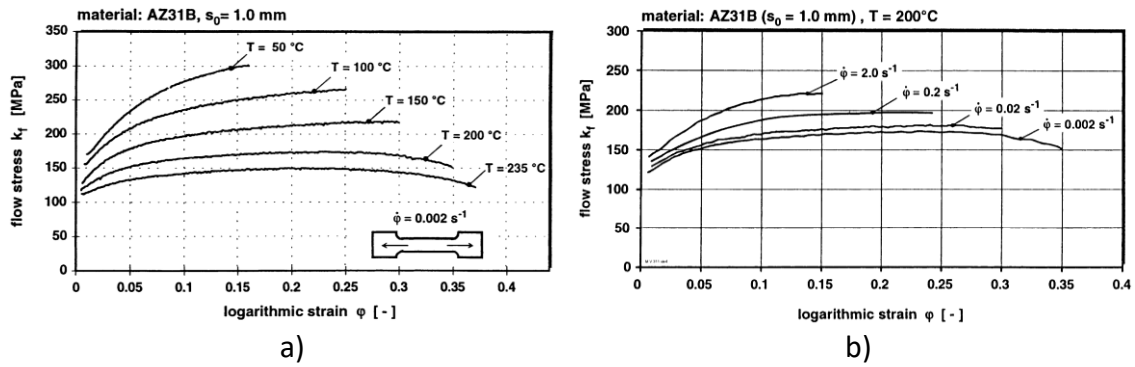


Figura 2.19. Tensión de flujo de la aleación AZ31B; a) a distintas temperaturas, b) a distintas velocidades de deformación [70].

En relación con la adición de los elementos aleantes para la mejora de las características para el conformado por deformación de las aleaciones de magnesio, se tiene el empleo de manganeso, para mejorar la conformabilidad y, al mismo tiempo, la resistencia a la corrosión, mediante la formación de compuestos intermetálicos. El litio influencia en la relación c/a de la estructura hexagonal compacta, mejorando con ello la conformabilidad. También se han empleado las tierras raras para incrementar las propiedades mecánicas de las aleaciones en estos procesos; centrándose en la actualidad las estrategias en el refinamiento de los granos, al menos durante la fase de conformado a elevada temperatura [38].

a) Extrusión

El proceso de conformado mediante extrusión consiste en la deformación plástica de un bloque de metal que, mediante compresión, es obligado a pasar por la abertura de una matriz de sección menor. En la práctica, el bloque se encuentra en un recipiente cerrado y es empujado por un pistón, creándose tensiones cortantes que deforman el material sin romperlo [23].

Las palanquillas de magnesio son extruidas en perfiles de diferentes formas, empleando distintas técnicas; directa lubricada y no lubricada, e indirecta; además de la extrusión por impacto, que se emplea para piezas tubulares de pared delgada [2]. La extrusión hidrostática es otro método empleado que reduce las tensiones cortantes, mejora la conformabilidad y permite la extrusión con menores temperaturas [23]. El proceso más empleado es la extrusión directa sin lubricación, con temperaturas en la franja de 300°C a 400°C y longitudes hasta 50 m [72]. Las propiedades mecánicas de las aleaciones extruidas están fuertemente influenciadas por un lado por la temperatura, en el sentido de que al incrementar la temperatura disminuye la tensión de fluencia y se aumenta el alargamiento y, por otro lado, por la velocidad de deformación, que al aumentarse produce una disminución de la tensión de fluencia, siendo su efecto en cuanto al alargamiento distinto para diferentes aleaciones [67].

Durante la extrusión, se producen asimetrías de tensión-compresión produciéndose la fluencia a compresión alrededor de la mitad del valor de la tensión,

quedando los granos mayoritariamente alineados en la dirección de extrusión, aspecto este fundamental a considerar en la fase de diseño [23]. La microestructura se modifica notablemente durante el proceso, produciéndose recristalización estática y dinámica tras la salida de la matriz, alineamiento de los cristales, refinamiento de las fases y precipitación dinámica, tal como se muestra en la Figura 2.20 donde se muestra en b) granos gruesos de aleación fundida, c y d) granos finos recristalizados y alargados, e) microestructuras gruesas de intermetálicos que se refinan en f), como pequeñas partículas [67].

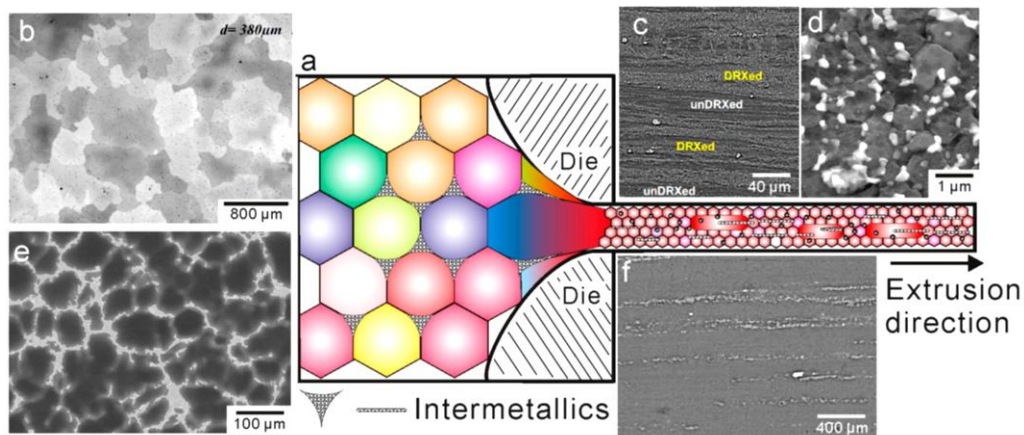


Figura 2.20. Evolución microestructural durante la extrusión [67].

La aleación AZ31 es ampliamente utilizada por su buena aptitud para ser extruida, con velocidades de hasta 20 m/min. Otras aleaciones como AZ61A o la AZ80A, ofrecen mejores características mecánicas, pero a costa de empeorar su conformabilidad [2].

Si comparamos la cantidad de magnesio fabricado por extrusión (apenas el 3% de los productos semiacabado), con la del aluminio (cerca del 25%), se ve que el porcentaje es muy reducido. Esto se debe, básicamente, a tres motivos: el primero, la baja conformabilidad por extrusión del magnesio, menor resistencia que el aluminio y asimetrías en las fluencias de tensión-compresión; el segundo, su baja viabilidad económica, ya que las aleaciones en función de los elementos aleantes son caras y solo algunas pueden ser extruidas con velocidades competitivas que, usualmente, son de 5 a 10 veces inferiores a las del aluminio; y, el tercero y último, su baja resistencia a la corrosión [67].

En la última década se está acortando la diferencia respecto a las aleaciones de aluminio, incrementándose los trabajos de los investigadores sobre extrusión de magnesio, alcanzándose mejoras en la aptitud para la extrusión y en las propiedades mecánicas, como el aumento del límite de fluencia en 300 MPa, la mejora del alargamiento entre el 20% y el 40%, o el desarrollo de aleaciones resistentes a la corrosión. La Figura 2.21 recoge algunos de estos desarrollos de los últimos años [67].

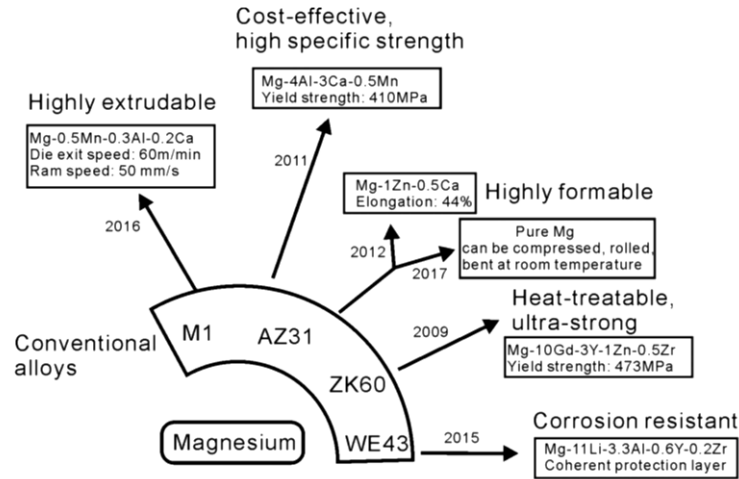


Figura 2.21. Tendencias en la investigación de aleaciones de extrusión de magnesio [67].

Atwell y Barnett [73] evaluaron la aptitud para el conformado mediante extrusión directa de distintas aleaciones comerciales. Determinaron cuándo se iniciaban las grietas mediante inspección visual y, con ello, el límite del proceso. Los resultados obtenidos coincidieron con los valores reflejados en la literatura. Esto permitió establecer unos diagramas límite de extrusión para distintas aleaciones; estando demarcados a la izquierda por el límite de tensión y a la derecha por el límite de temperatura, como el mostrado en la Figura 2.22.

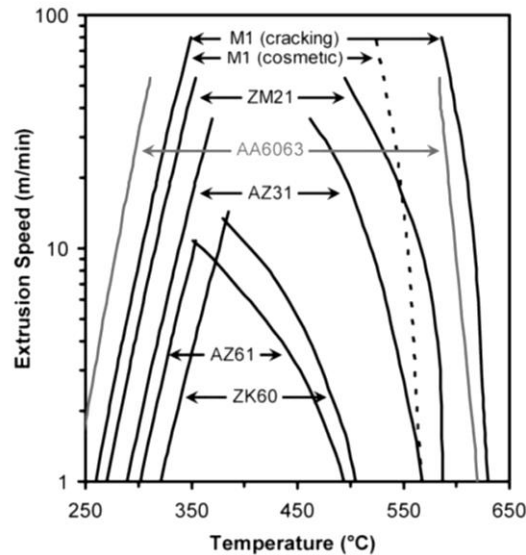


Figura 2.22. Diagrama límite de extrusión de distintas aleaciones de magnesio, con una presión límite de 512 MPa [73].

Ding *et al.* [74] analizaron las características obtenidas en la aleación AZ91 extruida con ratios entre 5,5 y 22 y temperaturas entre 300°C y 360°C. Se detectaron ligeros aumentos del tamaño de grano a mayores temperaturas de procesamiento y aumentos del tamaño de grano recristalizado al emplear mayores ratios de extrusión; apareciendo precipitados de $Mg_{17}Al_{12}$ que disminuyen al elevar la temperatura o la ratio de extrusión.

Respecto a las propiedades mecánicas, encontraron que, al elevar la temperatura o la ratio de extrusión, aumentaba el alargamiento y disminuía el límite de rotura.

b) Forja

El proceso de forja consiste en el conformado del material empleando esfuerzos de compresión ejercidos mediante martilleo o prensado, usando matrices y herramientas adecuadas, que pueden realizarse en matriz abierta o cerrada. Puede utilizarse para su ejecución prensas mecánicas o hidráulicas y, para el caso del magnesio, se usan bajas velocidades de deformación y sistemas de calentamiento; siendo las aleaciones de la serie AZ y ZK las más empleadas, aunque también es posible forjar aleaciones fundidas con mayor porcentaje de aluminio como la AZ91 [23], [44].

Estos procesos son adecuados para las aleaciones de magnesio, ya que a partir de los 200°C o 250°C aumenta la plasticidad de las aleaciones al activarse los planos de deslizamiento de la estructura hexagonal, orientando y refinando los granos de la estructura [23]. Esto determina que la mayoría de las aleaciones se forjen entre 290°C y 450°C (franja estrecha) y que las herramientas deban de calentarse entre 205°C y 350°C. Además, el proceso debe mantenerse en forma isoterma para propiciar el aumento de la plasticidad y la disminución de las fuerzas empleadas. Es posible alcanzar mejoras en las condiciones del proceso, empleando lubricantes como el grafito coloidal, disulfuro de molibdeno o aceites minerales [44].

Como ha sido comentado anteriormente, tanto el proceso de fabricación como el tratamiento térmico sufrido determinan, entre otros factores, la microestructura de la aleación. En la Figura 2.23 se puede apreciar la estructura metalográfica de la aleación AZ91 forjada donde se distinguen los límites de grano formados por $Mg_{17}(Al, Zn)_{12}$ junto con la fina estructura laminar del eutéctico $Mg_{17}Al_{12}$ [20].

Čížek *et al.* verificaron la conformabilidad de la aleación AZ91, esencialmente en caliente, encontrando diferencias en los mecanismos de deformación y recristalización en función de la estructura inicial, observando que, en las aleaciones, se produce la recristalización en mayor medida, que en las de estado tal como se fabrican, formándose bandas de deslizamiento en las que se produce precipitación de fases finas, encontrándose mayores durezas al elevar la temperatura de conformado [75].

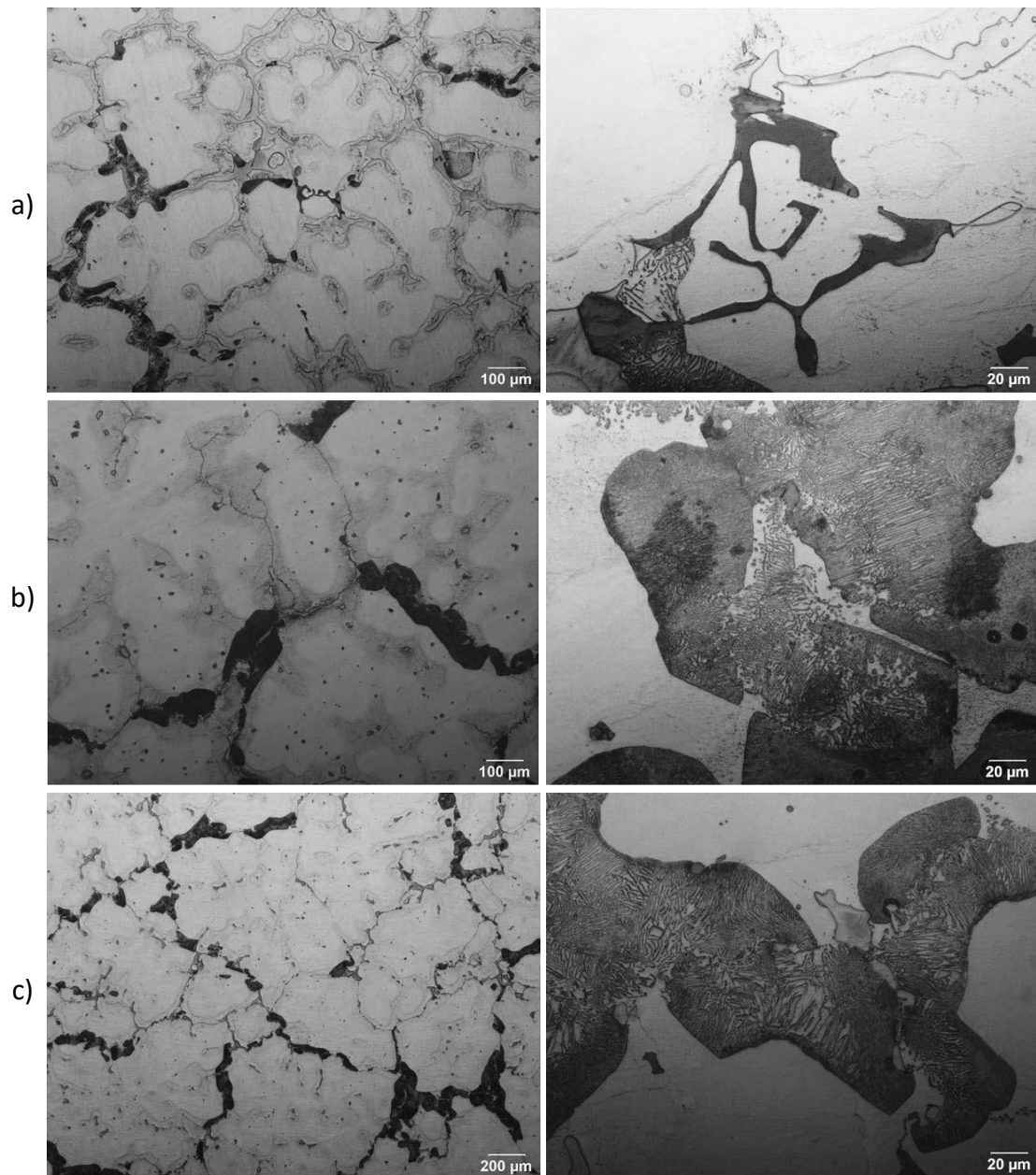


Figura 2.23. Micrografía óptica de la aleación AZ91 forjada, a) sin tratamiento térmico, b) tratamiento térmico T4, c) tratamiento térmico T6 [20].

c) Laminación.

La laminación es un proceso de conformado por deformación plástica de los materiales metálicos que consiste, básicamente, en darle forma al hacerle pasar entre unos rodillos que lo deforman. Puede realizarse en frío o en caliente, siendo este último método el más empleado, pero también el más costoso. Debido a la baja conformabilidad del magnesio y a su baja capacidad térmica, es necesario el empleo de recalentamientos intermedios para mantenerlo en el rango de 250°C a 450°C durante el procesado. La aptitud puede ser mejorada empleando ciertos elementos de aleación,

tales como el calcio, el torio, el manganeso o las tierras raras, los cuales están relacionados con la microestructura, ya que el tamaño de granos es crucial, al ser los granos gruesos favorecedores de la aparición de fisuras intercristalinas [23]. Existen tres tipos de aleaciones en las chapas comerciales, que son: las que contienen Mg-Al-Zn (AZ), las que contienen Mg-Th (HK y HM) y las que contienen Mg-Li-Al (LA), siendo la aleación más empleada la AZ31 [41].

Se pueden lograr reducciones del espesor entre el 10 y el 30%, manteniendo la temperatura en la franja adecuada, mejorando el proceso con el empleo de lubricantes como el grafito coloidal, o aceites, utilizando, además, sistemas de calentamiento en los rodillos. Las microestructuras obtenidas muestran una deformación no homogénea tras el 50% de reducción del espesor, con el grano recristalizado y bandas de cizalladura gruesas, siendo la orientación paralela en la superficie de las hojas atenuándose este efecto en el interior. Para maximizar las propiedades mecánicas, precisión dimensional y calidad superficial, se emplean laminados en frío como proceso final, con valores de reducción del espesor por debajo del 5% [2].

2.2.9 Técnicas de unión.

2.2.9.1 Uniones mecánicas.

Independientemente del proceso de fabricación, las piezas de magnesio se han de unir a otras de distintos tipos de materiales para formar componentes más o menos complejos dentro de los distintos sectores industriales. Para el sector de transportes, se han de cumplir una serie de criterios a la hora de establecer el método de unión más adecuado. Las piezas fundidas estructurales, como soportes o paneles, se unen al componente central mediante remaches y tuercas remachadas, sobre taladros previamente mecanizados. Otro método muy utilizado consiste en el uso de tornillos, mayoritariamente de acero y de aluminio; siendo fundamental la separación de los metales en presencia de electrolitos. En aplicaciones donde no es posible la soldadura, los métodos de unión mediante forma por deformación plástica, como el clinchado, se presentan como una interesante alternativa, esencialmente para productos de chapa [2]. Son numerosos los factores y consideraciones para tener en cuenta a la hora de implementar un método de unión, la Figura 2.24 esquematiza estos aspectos a observar.

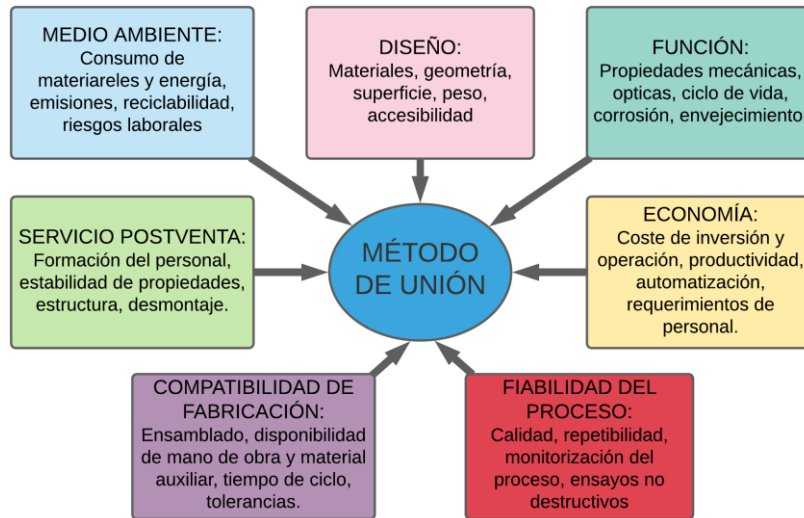


Figura 2.24. Consideraciones y requerimientos en uniones de magnesio (Figure 2.24. Considerations and requirements for magnesium joints) [2].

La realización de uniones soldadas de chapa de magnesio presenta problemas de agrietamiento, poros y baja calidad de la soldadura. Por ello, su unión con otros materiales es todo un reto; debido a los diferentes puntos de fusión, la limitada solubilidad de los distintos materiales y la aparición de intermetálicos frágiles, entre otros problemas [76]. Las alternativas de unión mecánica no alcanzan la eficiencia que tiene en otras aleaciones, debido a la baja conformabilidad de las aleaciones de magnesio a temperatura ambiente. Así, se ha de calentar previamente el material por encima de 220°C. Esto conlleva un considerable trabajo y, además el calor aportado puede deformar la zona de la unión, lo que podría producir uniones defectuosas. Por ello, debe de realizarse, preferentemente, mediante inducción electromagnética, ya que consume menor tiempo en el proceso, permite zonas más restringidas de calentamiento y logra una dosificación precisa del calor aportado; lo que permite mantener constante la calidad en la producción [2], [77], [78].

El empleo del remachado autoperforante como medio de unión permite mejoras en la unión de materiales distintos. Al no tener que calentar los materiales se evitan los problemas de origen térmico. Sin embargo, presenta el problema de agrietamiento al unirse con aleaciones de aluminio, debido a que la alta deformación que se produce origina grietas en el magnesio; deteriorando la resistencia mecánica y a la corrosión de la unión. Esto puede solventarse mediante un calentamiento previo [79]. Para remediar este problema Ma *et al.* [76] propusieron modificar el proceso combinándolo con la soldadura mediante fricción; encontrando mejoras en la resistencia del 70% respecto al proceso original al unir aleaciones de magnesio y aluminio. Wang *et al.* estudiaron la temperatura de precalentamiento y la velocidad de deformación sobre la resistencia y el alargamiento, encontrando que para la aleación AZ31 se optimizaban en el rango de 180°C-200°C y una velocidad de $4s^{-1}$, mejorando el precalentamiento a una temperatura de 200°C la resistencia de la unión en un 17% respecto a no realizarlo [80].

En las uniones mediante clinchado clásico, se emplean tiempos de calentamiento entre 3 y 6 segundos como mínimo, empleando un útil formado por un punzón y una matriz. También se ha desarrollado un clinchado sin matriz, especialmente adecuado para las aleaciones de magnesio, que permite la unión con materiales tales como el aluminio o el acero con menores tiempo de calentamiento. En él se pueden emplear herramientas genéricas, no específicas para aleaciones de magnesio. Se trata de un proceso más robusto que el clinchado clásico frente a los defectos [81], [82]. En la Figura 2.25 puede observarse la comparación de ambas variantes del clinchado.

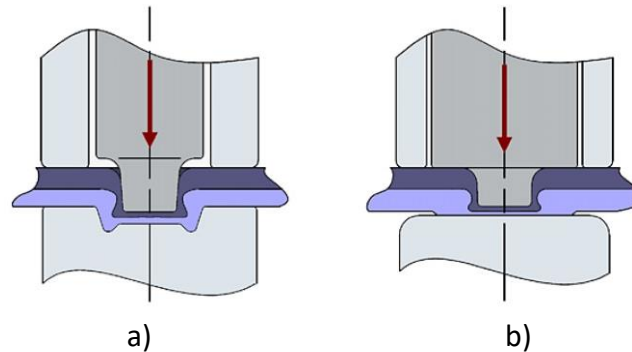


Figura 2.25. Comparación de variantes de clinchado, a) convencional y b) sin matriz [82].

Para la unión de componentes de magnesio con otros materiales es esencial el evitar la corrosión galvánica. Para prevenirla se puede actuar desde diferentes frentes. Por un lado, evitando la presencia de líquido, empleando sellantes como arandelas de nailon o juntas impermeables, un drenaje adecuado, o colocar la unión en lugares elevados. Por otro lado, usando tornillos en agujeros ciegos, los cuales reducen el área de contacto con otros materiales expuestos. Para elementos como fasteners, insertos o arandelas, es fundamental la selección del material que permita su compatibilidad galvánica, tales como las series 5.000 o 6.000 del aluminio o aceros zincados o plateados con recubrimientos de estaño y cadmio [27].

Friedrich estudió los elementos de unión mediante roscado en aleaciones de magnesio, comparándolos con los realizados en aluminio y acero. Encontró que los realizados en aluminio presentaban la mejor solución, por mejorar el comportamiento a la corrosión, aumentar la fiabilidad de las uniones, proporcionar un ahorro en peso de alrededor del 60%, evitar la corrosión galvánica en contacto con magnesio y mejorar la compatibilidad de las propiedades mecánicas en relación con las del magnesio [83].

En unión de piezas de chapa, por ejemplo en el caso de paneles interiores y exteriores, la unión mediante engrapado supone un gran desafío por las dificultades que presenta, ya que, para las aleaciones forjadas a temperatura ambiente, realizar un doblado a 90° implica que el radio de curvatura ha de estar ente 5 y 10 veces el espesor; lo que lo hace inadecuado para operaciones de rebordeado [84]. Para la aleación AZ31, una de las más empleadas, ha sido ampliamente estudiado este proceso. Chen y Huang [85] concluyeron que el radio era función de la temperatura, llegando a 3 veces el espesor a 200°C. Otro autor, Emley [86], obtuvo el resultado de que radio llegaba a una vez el espesor a 290°C. En otro trabajo, Carsley y Kim [84] investigaron el proceso de

engrapado a alta temperatura, utilizando un radio de curvatura similar al espesor de la chapa. Encontraron que la calidad superficial obtenida estaba influenciada por la temperatura de conformado, mostrándose un aumento del tamaño de los granos al acercarse a la línea neutra, permaneciendo en una franja alrededor de esta, los granos inalterados. Levinson *et al.* [87] consideraron el engrapado rotacional, con y sin asistencia de láser, encontrando que el láser permitía mayores grados de engrapado, pero, sin embargo, no permitía recobrar la ductilidad tras las severas operaciones realizadas a temperatura ambiente. Hallaron, también, mayores tamaños de grano cerca de los diámetros externos e internos del engrapado, tal como se observa en la Figura 2.26.

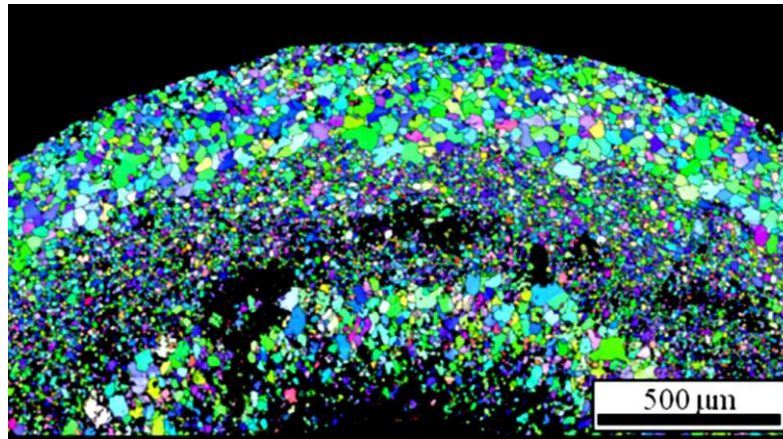


Figura 2.26. Microestructura de la aleación AZ31 tras el proceso de engrapado [87].

2.2.9.2 Soldadura.

Las aleaciones de magnesio, tanto de fundición como forjadas, pueden ser soldadas; siendo influenciada la soldabilidad por los elementos de aleación. El aluminio, en porcentajes del 2% al 10%, produce fragilidad por la formación de fases intermetálicas, aumentando la resistencia. El zinc, en proporciones superiores al 1%, incrementa la porosidad y afina la microestructura. El manganeso, hasta un 2%, mejora la soldabilidad. Y las tierras raras aumentan la resistencia a la fluencia. El mayor problema que presentan estas aleaciones es la formación de poros en el material fundido, que puede solventarse empleando métodos de fase no fluida como la soldadura por fricción [88].

La realización de soldaduras sobre aleaciones de magnesio impone grandes exigencias debido a diferentes motivos. El intervalo de fusión que va desde los 420°C a los 620°C es relativamente amplio, y la aparición de eutécticos con bajo punto de fusión originan riesgos de agrietamiento en caliente. En comparación con las aleaciones de aluminio, que son mucho más frecuentes, las propiedades térmicas originan que se necesite alrededor del 60% de energía para un mismo volumen y, por su baja conductividad, se requeriría solo un tercio, por lo que la transferencia de conocimiento

de las aleaciones de aluminio a las del magnesio no es fácil. Otro aspecto a considerar es la posible distorsión de las piezas, debido al alto coeficiente de expansión térmica [2].

Los principales procesos empleados en soldadura por arco son el TIC (del inglés, *Tungsten Inert Gas*) y, en menor medida, el MIG (del inglés, *Metal Inert Gas*) por presentar algunos problemas, básicamente, en soldaduras manuales. El proceso TIG es similar al utilizado en el aluminio, empleando corrientes alternas que rompen la capa de óxido, usando como gas protector argón mezclado con helio [88]. La microestructura obtenida está determinada por la velocidad de enfriamiento, como se desprende de la Figura 2.27, donde se ha soldado la aleación AZ91 empleando como material de aportación AZ61. De *et al.* [89] determinaron que la microestructura de la aleación AZ91D soldada mediante MIG estaba formada por fase α de magnesio y una fase eutéctica formada por eutéctico de α y γ ($Mg_{17}Al_{12}$), la cual se localizaba en los granos, adicionalmente, asociado al rápido enfriamiento se producía segregación de solutos de manganeso, aluminio y zinc en los límites de grano, habiendo tendencia al agrietamiento en caliente y durante la solidificación.

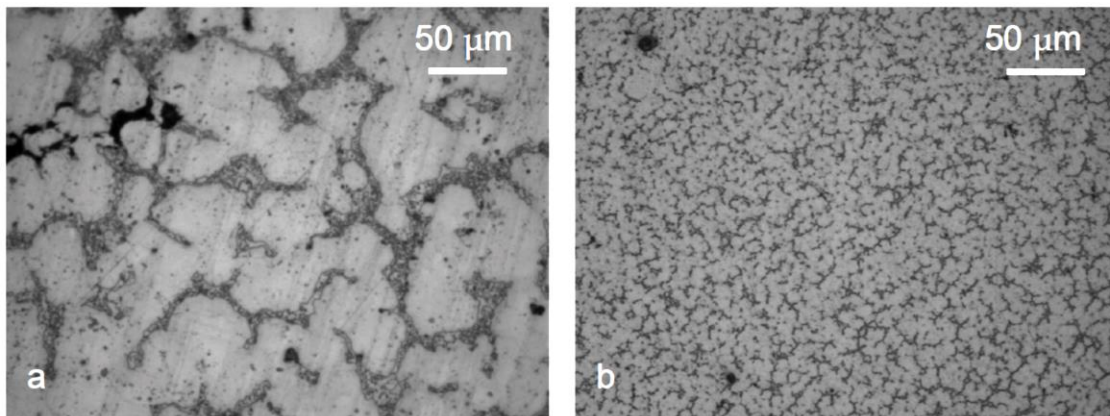


Figura 2.27. Efecto de la velocidad de enfriamiento en la microestructura de la aleación AZ91; a) enfriamiento lento y, b) enfriamiento rápido [90].

Otros procesos empleados, que no son de arco eléctrico, son la soldadura láser, cuya única limitación es la escasa disponibilidad de alambres de aportación para el soledo, y la soldadura por haz de electrones, que tiene una alta productividad [88].

El método de soldadura por puntos mediante resistencia permite la unión localizada, entre dos o más piezas, mediante dos electrodos por los que circula una corriente eléctrica que genera el calor del proceso y la presión ejercida por los propios electrodos. Así, se genera en las intercaras una porción con fase líquida que permite la unión, empleándose, principalmente, en líneas automatizadas de montaje en perfiles delgados; por lo que tiene un alto potencial para ser empleado en chapas de magnesio [90]. De *et al.* Encontraron, en la zona soldada, una estructura dendrítica celular en el borde y dendrítica equiaxial en el centro, engrosándose los granos de la ZAT (zona afectada térmicamente). También detectaron que al elevar la corriente empleada, se producía un incremento en la tendencia al agrietamiento en caliente, debido a las tensiones durante el enfriamiento [91].

La soldadura por fricción se emplea ampliamente en la unión de aleaciones de magnesio con otros metales, siendo desarrollada en los años 90's del siglo pasado. Utiliza una herramienta cilíndrica rotacional que genera el calor mediante la fricción con la pieza, presionando, al mismo tiempo el material, se produce una deformación plástica severa que permite la unión en estado sólido, es decir, sin fusión de los materiales. Las ventajas son significativas: el menor calor involucrado genera menores deformaciones y mejores propiedades mecánicas, produce microestructuras finas, además de las mejoras medioambientales logradas sin producción de humos ni contaminantes [90]. Algunos de los problemas que presenta este método aplicado a las aleaciones de magnesio, son las altas corrientes necesarias para el proceso, la alta degradación del electrodo y las porosidades originadas [92]. Kouadri-Henni y Barrallier [93] caracterizaron la aleación AZ91D soldada, hallando tres zonas diferenciadas con distintas microestructuras y propiedades: el material base, la zona afectada térmicamente (con tamaños de grano menor que el material base) y la zona afectada termo-mecánicamente (con granos todavía menores); estando estas dos últimas zonas formadas por granos de fase α con precipitados de fase γ y de $Mg_{17}Al_{12}$ en los límites de estos. Los valores de la microdureza se relacionaron directamente con la microestructura, pasando de 90 HV en el material base y en la ZAT, a 80 HV en la zona afectada termo-mecánicamente [93].

2.2.9.3 Uniones adhesivas.

En ciertas aplicaciones en las que se combinan distintos tipos de materiales para la fabricación de componentes de alta resistencia, particularmente en piezas de pared delgada, no es posible utilizar otras tecnologías o bien requieren de preparaciones especiales [2]. Es posible realizar la unión con casi cualquier otro material como otros metales, plásticos o cerámicos, realizando el tratamiento superficial previo para su uso en aplicaciones aeronáuticas, debiéndose considerar los potenciales problemas de corrosión [94].

2.3 Mecanizado de las aleaciones de magnesio.

Dentro de las aleaciones ligeras se tienen los dos casos extremos en cuanto a la maquinabilidad: por un lado, aleaciones como las de magnesio o de aluminio con muy buena maquinabilidad y, en el otro lado, las aleaciones de titanio con bastante peores propiedades para su mecanizado. Las aleaciones de magnesio se consideran de excelente maquinabilidad, afirmación que se justifica al considerar factores como la baja resistencia específica de corte (que produce bajas cargas e incrementos de la temperatura en las herramientas), el bajo desgaste de las herramientas, la excelente calidad superficial, las altas velocidades de corte y de avance que pueden ser empleadas,

la producción de virutas cortas, o la posibilidad de mecanizar en seco, por citar las más destacadas [2], [95].

La excelente maquinabilidad de las aleaciones de magnesio permite que sea posible la realización de todas las operaciones de mecanizado más comunes sin grandes problemas. Cabe reseñar el torneado, el fresado, el roscado, el escariado, el rectificado o el taladrado. Estas operaciones pueden ejecutarse empleando altos valores en los parámetros de corte (avance, velocidad de corte y profundidad de corte) consiguiendo muy buenos acabados superficiales y tolerancias estrechas en las superficies mecanizadas, larga vida de las herramientas y virutas cortas de fácil evacuación. En caso de virutas muy pequeñas o en forma de polvo, hay que extremar las medidas de seguridad; por el alto riesgo de ignición que tienen en este estado [96].

Debido a que el proceso de conformado más empleado en las aleaciones de magnesio es mediante fundición, en la mayoría de las ocasiones se hace necesario un mecanizado posterior. Para ello, se puede elegir entre las distintas estrategias de lubricación-refrigeración. En este sentido, cada empresa establece su política en cuanto al uso de fluidos de corte, empleando algunas de ellas lubricantes base acuosa, a pesar de la posible formación de hidrógeno y, otras, bien por motivos medioambientales o económicos, se inclinan por el uso de otras estrategias como el mecanizado en seco, con mínima cantidad de lubricante o MQL (del inglés, *Minimum Quantity Lubrication*) o lubricación-refrigeración criogénica o gaseosa [97].

No son muchos los artículos que se centran específicamente en el mecanizado de las aleaciones de magnesio y, muchos menos, los que se centran en las operaciones de taladrado; aunque, teniendo en cuenta el número de artículos publicados en los últimos años, parece que ha habido un recobrado interés. La mayoría de estos trabajos abordan temas como la rugosidad superficial, los esfuerzos producidos, el desgaste de la herramienta o las alteraciones superficiales que originan.

2.3.1 Torneado de aleaciones de magnesio.

Respecto a las operaciones de torneado, Vasu *et al.* [98] realizaron un estudio sobre el torneado de la aleación AZ91 mediante el análisis relacional gris o GRA (del inglés, *Gray Relational Analysis*). En su trabajo trataron la influencia en las variables de respuesta, rugosidad superficial y esfuerzos en el mecanizado, de los distintos ángulos de la herramienta y los parámetros de corte. Consiguieron optimizar la respuesta para obtener mejores rugosidades y menores esfuerzos de mecanizado, cuando se empleaba un ángulo del filo de la herramienta de 90°, con una velocidad de corte de 270 m/min y un avance de 0,04 mm/rev, siendo este el mínimo avance considerado.

La influencia del tipo de recubrimiento ha sido estudiada por Tönshoff y Winkler [99], encontrando que, durante el torneado en seco, las herramientas recubiertas por PCD (del inglés, *Polycrystalline Diamond*) tenían un rendimiento superior a las

herramientas con recubrimiento de TiN (nitruro de titanio) o sin recubrimiento. Vieron que se formaban menos adhesiones en forma de FBU (del inglés, *Flank Build Up*), se obtenía mejor calidad superficial y se requerían menores esfuerzos de mecanizado; lo que redundaban en una mayor duración de las herramientas. De la misma manera, relacionaron las adhesiones formadas con la temperatura alcanzada y con la longitud mecanizada; encontrando que estas adhesiones producían mayores esfuerzos en el mecanizado y una peor calidad superficial.

El problema del FBU y su relación con la rugosidad y el desgaste de la herramienta también fue abordado por Tomac y Tonnesses para la aleación AZ91; verificando la influencia del FBU en el aumento de la rugosidad obtenida y en las fuerzas en el mecanizado. Además, vieron que se producían vibraciones que deterioraban las tolerancias logradas; originándose este fenómeno a partir de cierta velocidad de corte crítica, diferente para las distintas aleaciones. El empleo de lubricación-refrigeración base acuosa disminuía en gran medida la formación de las adhesiones pero, al mismo tiempo, al emplear bajas y medias velocidades de corte incrementaban las fuerzas en el mecanizado y empeoraban los valores de rugosidad obtenidos si se comparaban con el mecanizado en seco [100].

El mecanizado intermitente ha sido abordado por diversos autores para la aleación AZ91D. Rubio *et al.* [101] examinaron la influencia del sistema de lubricación-refrigeración, evaluando la lubricación MQL y en seco, sobre la rugosidad superficial obtenida en operaciones de torneado intermitente para distintos parámetros de corte. Encontraron que el factor más determinante era el avance y que, para ambos tipos de lubricación, la rugosidad era menor al emplear menores avances; lográndose con el sistema MQL ligeras mejoras en la calidad obtenida y, cuando se empleaban elevados avances, el mecanizado en seco producía mejores valores de rugosidad. Además, este estudio presentaba indicios de que la anchura de los huecos en el material aumentaba los impactos en el mecanizado, como posible razón del aumento de la rugosidad medida. Carou *et al.* [102] encontraron, también, que el avance era el principal parámetro en cuanto a su influencia en la rugosidad, en el mismo sentido de que mayores avances producían peores rugosidades; además de relacionar el uso de mayores valores de avance y profundidad de corte con la máxima temperatura alcanzada en el mecanizado.

Ramesh *et al.* [103] realizaron la selección de los parámetros de corte para optimizar la calidad superficial y el desgaste en la herramienta en las franjas de avance de 0,1 a 0,2 mm/rev, velocidad de corte de 40 a 120 m/min y profundidades de corte de 0,5 a 1 mm, obteniéndose los mínimos valores de rugosidad de 0,21 μm y desgaste del flanco de la herramienta VB de 0,05 mm para la combinación de los siguientes parámetros de corte: avance de 0,1 mm/rev, velocidad de corte de 40 m/min y profundidad de corte de 0,5 mm. El factor más influyente en la rugosidad era el avance y, en el desgaste de la herramienta, la velocidad de corte. Similar resultado, en cuanto a la rugosidad superficial, obtuvieron Villeta *et al.* [104] respecto al principal factor influyente en la calidad superficial obtenida. Determinaron que el avance tenía una influencia del 84% y que, en menor medida, también influían el tipo de recubrimiento,

la velocidad de corte y la interacción entre ambas. Una ampliación, en este sentido, viene recogida por la aportación de Wojtowicz *et al.* [105], que valoraron la integridad superficial, lo cual consideraba además de la calidad superficial, otras características como el estrés residual, la dureza y la microestructura, de una aleación forjada de Mg-Zn-Zr-RE, considerando, además de los parámetros de corte, el radio de la herramienta. En su estudio encontraron influyentes el avance, el radio de la herramienta y su interacción en la rugosidad, además de hallar que, empleando un radio mayor de la herramienta, se obtenían tensiones residuales de compresión y mayor endurecimiento superficial.

Abbas *et al.* [106] emplearon una red neuronal artificial con el fin de analizar el problema de optimización del proceso de mecanizado de la aleación AZ61 para distintas condiciones de corte. Concretamente, velocidad de corte entre 100 y 250 m/min, avance entre 0,04 y 0,16 mm/rev, y profundidad de corte entre 0,25 y 1 mm. Consideraron en la optimización los valores de Ra , el volumen mecanizado por unidad de tiempo y el coste de mecanizado unitario y determinaron que el avance era el factor más determinante y que el punto óptimo se encontraba para las siguientes condiciones: velocidad de corte de 250 m/min, avance de 0,08 mm/rev, y profundidad de corte de 1 mm.

El análisis térmico de la aleación AZ31 fue realizado por Danish *et al.* [107], con objeto de tratar la influencia de la refrigeración criogénica sobre la temperatura y la calidad superficial, empleando distintos parámetros de corte. Concluyeron que la refrigeración criogénica reducía alrededor del 60% la temperatura alcanzada en el mecanizado, encontrando una buena correlación de los datos experimentales con la simulación mediante elementos finitos, con errores por debajo del 7%, obteniéndose reducciones de los valores del Ra de hasta el 56%, en comparación con los obtenidos al mecanizar en seco.

El mecanizado de alta velocidad ha sido abordado por Lu *et al.* [108], los cuales estudiaron la influencia sobre la microestructura, rugosidad y endurecimiento de la aleación AZ31, utilizando velocidades desde 1000 hasta 2200 rpm, en el torneado de barras con un diámetro de 23 mm, encontrando que la dureza superficial disminuía al profundizar, elevándose el grado de endurecimiento al incrementar la profundidad de corte y el avance y al disminuir la velocidad de corte. Respecto a la rugosidad obtenida, hallaron que esta se reducía al incrementar la velocidad de corte y al reducir tanto el avance como la profundidad de corte; estando todas las variaciones en el margen de 1 μm . Asimismo, encontraron que la capa deformada en el mecanizado disminuía al aumentar la velocidad, pasando de 40 μm a una velocidad de 1000 rpm, a 25 μm cuando la velocidad era de 1400 rpm, incrementándose el tamaño de la capa cuando aumentaba el valor del avance [108].

2.3.2 Fresado de aleaciones de magnesio.

En lo relativo a las operaciones de fresado, Shi *et al.* [109] evaluaron la calidad superficial y la microdureza obtenidas en aleaciones de magnesio AZ91D mecanizadas mediante fresado en seco. Para ello, utilizaron plaquitas de carburo sin recubrimiento; siguieron la metodología del análisis relacional gris o GRA basado en el diseño de Taguchi y; optimizaron los parámetros de corte para minimizar la rugosidad y, al mismo tiempo, maximizar la microdureza. Con ello, obtuvieron como resultado que el avance era el factor más influyente en la respuesta (en el margen ensayado de 0,2 a 0,4 mm/rev) y que se lograba una mejor calidad superficial al emplear menores valores en el avance.

Varios autores han abordado el estudio de operaciones de fresado de alta velocidad. Gziut *et al.* [110] evaluaron la influencia de los parámetros de mecanizado sobre la rugosidad; empleando velocidades de corte de hasta 1200 m/min y distintos ángulos de desprendimiento de la herramienta sobre la aleación AZ91. Por una parte, vieron que se lograban mejores calidades superficiales al emplear un ángulo de desprendimiento de 5° frente a 30°, menores avances y mayores velocidades de corte. Y, por otra, que la profundidad de corte, en el margen ensayado de 0,3 mm a 3 mm, no tenía impacto significativo sobre la rugosidad, por lo que se recomendaba aumentar su valor, en lugar del avance, para incrementar la productividad.

Chirita y Tampu [111] establecieron la influencia de los parámetros operativos, llegando a velocidades de hasta 1600 m/min, mecanizando en seco y con lubricación MQL. Descubrieron que los parámetros influyentes eran el avance, que proporcionaba menores valores de Ra al emplear menores avances y el tipo de lubricación, que lograba mejores acabados superficiales cuando se usaba lubricación MQL.

El desgaste de la herramienta ha sido investigado por Shi *et al.* [112] en operaciones de fresado en seco, usando velocidades de corte de hasta 2.000 m/min sobre la aleación AZ91D. Corroboraron el fenómeno de aparición de FBU al emplear altas velocidades de corte y que el desgaste era mayoritariamente de tipo adhesivo, abrasivo y de difusión; encontrando que para la velocidad de corte de 2000 m/min, inicialmente conseguía mejores rugosidades que empleando 1600 m/min pero que, a partir de cierta longitud mecanizada, el deterioro de la herramienta empeoraba progresivamente los valores de Ra obtenidos, mientras que con velocidades menores, se mantenían, aproximadamente constantes, los valores de la rugosidad independientemente de la longitud mecanizada.

2.3.3 Taladrado de aleaciones de magnesio.

Entre los trabajos de investigación encontrados en la literatura sobre mecanizado de las aleaciones de magnesio y los procesos de taladrado son los menos estudiados. Posiblemente, la razón se encuentra en que es un proceso más complejo y que ciertas

variables del mismo van cambiando conforme progresa, como, por ejemplo, la profundidad de taladrado, la producción de calor y su intercambio, la evacuación de la viruta o la lubricación, entre otros. Por tanto, se prefiere examinar operaciones más sencillas y que simplifiquen las variables que afectan al proceso; lo que permite obtener conclusiones y respuestas más fácilmente. Los trabajos sobre esta materia muestran el interés en aspectos como los parámetros de corte, primordialmente la velocidad de corte y el avance; las características superficiales obtenidas, como la rugosidad y la precisión dimensional; las herramientas y el estudio de su desgaste; la formación de diversos tipos de fenómenos adhesivos, como BUE, BUL o FBU y; las características de las aleaciones y sus transformaciones microestructurales, como el tamaño de grano, la recristalizaciones o la microdureza [113], [114].

Las publicaciones sobre el taladrado del magnesio son poco abundantes, si se comparan con otras aleaciones, como las de aluminio, u otros tipos de procesos, incrementándose su número en los últimos años. Algunos de los principales trabajos experimentales sobre taladrado de aleaciones de magnesio se recogen en la Tabla 2.11.

Tabla 2.11. Trabajos experimentales alrededor del taladrado de magnesio (Table 2.22. *Experimental work on magnesium drilling*).

Autores	Parámetros corte	Herramienta	Material	Lubricación	Repuesta
Gariboldi [115]	S: 63 m/min f: 0,27-0,7 mm/rev	Ø10 mm, con y sin recubrimiento	AM60B	Seco	Ra y desgaste de la herramienta
Bhowmick et al. [22]	N: 1000-500 rpm f: 0,1-0,25 mm/rev	Ø6,35 mm	AM60	Seco, MQL y emulsión	Ra, fuerzas, par y Tª
Bhomick y Alpas [116]	N: 1000-2500 rpm f: 0,1-0,25 mm/rev	Ø6,35 distintos recubrimientos	AZ91	Seco, MQL y emulsión	Ra, fuerzas, par y Tª, microestructura y dureza.
Wang et al. [117]	N: 1000-8000 rpm f: 0,05-0,3 mm/rev	Ø5 mm	AZ91	Seco	Desgaste herramienta.
Weinert et al. [118]	S: 75-1100 m/min f:0,05-0,2 mm/rev	Ø10,5-14,5 mm	AZ91HP	emulsión	Fuerza, par y rugosidad
Berzosa et al. [119]	S: 49-60 m/min f: 0,2-1,2 mm/rev	Ø6 mm, distintos ángulos de punta	AZ91D-F	Seco y MQL	Ra
Sunil et al. [120]	Sj: 10-30 mm/min	Ø6 mm	AZ31 AZ91	Seco	Fuerza y microdureza, influencia del contenido de aluminio.
Tikal [95]	N: 6000-15000 rpm f: 0,2-1,2 mm/rev	Ø6,8 mm, con y sin recubrimiento	AZ91D	Seco	Duración herramienta
Kayir [121]	N: 2000-3000 rpm f: 0,1-0,3 mm/rev	Ø8 mm, con y sin recubrimiento	AZ91D	Seco	Precisión, Ra
Chong y Shih [122]	N: 405-890 rpm f: 0,1-0,3 mm/rev	Ø13 mm, varios ángulos de punta	AZ61A	Seco y emulsión	Ra
Berzosa et al. [123]	S: 60-120 m/min f:0,2-0,8 mm/rev	Ø7-7,5 mm	AZ91D-F	Seco	Ra, retaladrado.
Berzosa et al. [124]	S: 60-120 m/min f:0,2-0,8 mm/rev	Ø8 mm con y sin recubrimiento, varias geometrías	AZ91D-F	Seco y MQL	Ra, Rz, RSm, topología superficie, rebabas y microdureza. Retaladrado
Koklu y Coban [125]	S: 40-120 m/min f:0,08-0,25 mm/rev	Ø4 mm con recubrimiento	AZ31	Seco y criogénico	Fuerzas, Tª, desgaste herramienta y tipo viruta.
Umamaheswarr ao et al. [126]	N: 400-1600 rpm Sj: 15-60 mm/min	Ø10 mm, varios ángulos de punta	AZ91D	Seco	Fuerzas
Yazman et al. [53]	S: 62,8-251,3 m/min Sj: 150-350 mm/min	Ø 2 mm	AZ91	Seco	Fuerzas, desgaste herramienta, Rugosidad.
Koklu et al. [127]	S: 31,4-125 m/min f: 0,025-0,2 mm/rev	Ø5 mm distintas geometrías	AZ91		Fuerzas, tipo virutas, desgaste, dureza.
Blanco et al. [128], [129]	N: 500-1200 rpm f: 0,5-0,1 mm/rev	Ø9 mm	UNS M11917	Aire a presión	Rugosidad.

Un completo e importante trabajo es el publicado por Bhowmick *et al.* [22], en el que se estudiaron las características del proceso de taladrado empleando varios tipos de lubricación-refrigeración; en seco, con taladrinas de base acuosa y dos variantes de MQL, una con agua y otra con un aceite de base ácida. Los resultados obtenidos mostraron que las fuerzas de corte y pares generados en el taladrado se podían clasificar en tres tipos, los cuales presentaban distintos valores en estos parámetros, denominadas en el estudio tipo A, B y C. El tipo A, en el que las fuerzas y el par permanecían casi constantes durante el taladrado y que mayoritariamente aparecían con lubricación MQL, relacionándose con menores adhesiones en las brocas. La clase B que se caracterizaba por un incremento continuo en el valor del par, que aparecía más frecuentemente al lubricar con taladrina y con lubricación MQL, variando la aparición de ese tipo en el sentido de hacerse más frecuente cada vez conforme se hacían un mayor número de taladros, sustituyendo paulatinamente al tipo A, y que se asociaba con la mayor tendencia a formar adhesiones en la broca. Por último, la tipología C, que presentaba un pico de par al finalizar el taladro, y que aparecía mayoritariamente durante el mecanizando en seco, y que correspondía con la formación de BUE en la herramienta. En cuanto a las fuerzas de avance se obtuvieron mayores valores en la tipología C. Las características de estas tres tipologías se muestran en la Figura 2.28.

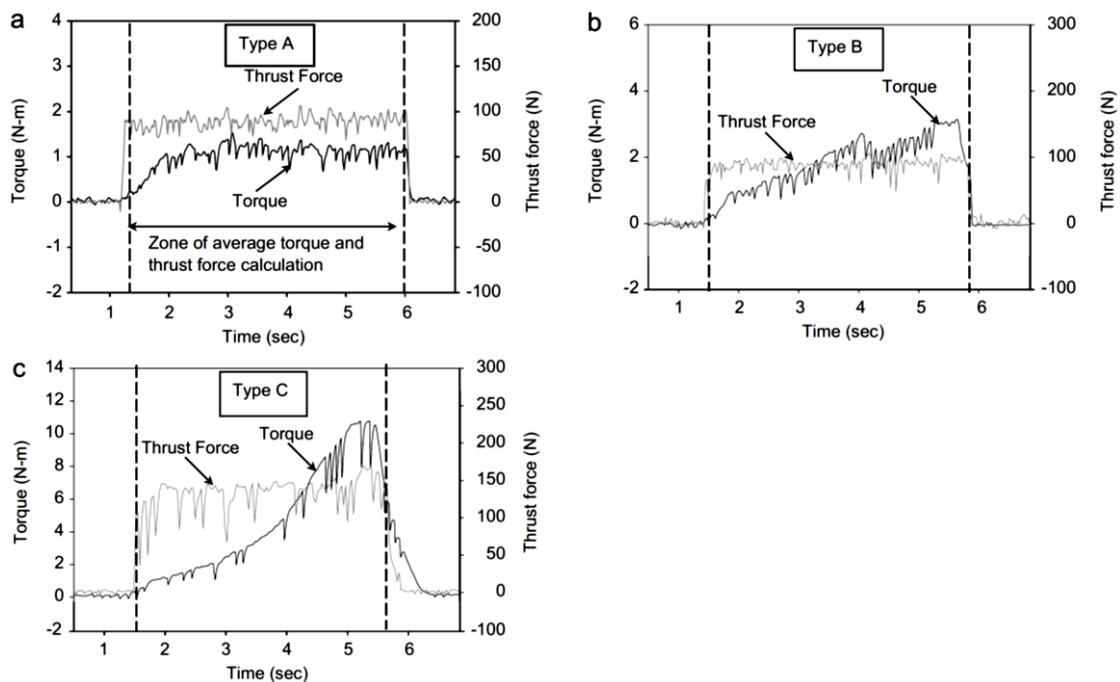


Figura 2.28. Tipologías de fuerzas y pares en operaciones de taladrado de magnesio [22].

Tikal [95] estudió la posibilidad de llevar a cabo operaciones de taladrado sin lubricación, alcanzando duraciones de la herramienta superiores a 10000 taladros, obteniendo características de los agujeros similares a los taladros con lubricación, empleando brocas de diámetro 6,8 mm variando la velocidad de 6000 a 15000 rpm y avances de 0,2 a 1,2 mm/rev.

Los sistemas de lubricación-refrigeración criogénica aplicados a operaciones de taladrado de la aleación AZ31 fueron tratados por Koklu y Coban [125], en cuyo trabajo

se ocuparon de su influencia sobre los esfuerzos, la temperatura y el desgaste de la herramienta. En sus investigaciones la pieza era sumergida totalmente en nitrógeno líquido, al contrario de lo usual que consiste en su aplicación mediante pulverización. En la franja de los parámetros operativos utilizados, de 40 a 120 m/min y de 0,1 a 0,25 mm/rev, la fuerza se reducía al incrementar la velocidad de corte o al reducir el avance; obteniéndose valores inferiores, de alrededor del 35% al, emplear lubricación criogénica respecto al mecanizado en seco. Respecto a la temperatura alcanzada, esta se elevaba al aumentar el número de taladros; incrementándose linealmente con el avance y la velocidad de corte. Asimismo, encontraron una alta influencia en las significativas adhesiones producidas en la herramienta, siendo muy bajas, cuando se empleaba el líquido criogénico, y casi inapreciables, cuando se empleaban junto con altos valores del avance, además de producirse mayores desgastes en las herramientas durante el mecanizado en seco.

Weinert *et al.* [118] encontraron que en el margen de las velocidades de corte entre 100 y 700 m/min, manteniendo el avance inalterable a 0,2 mm/rev, la fuerza y el par en el taladrado permanecían casi constantes y, para una velocidad de corte de 500 m/min, tanto el par como la fuerza aumentaban del orden de 2 veces su valor, al variar el avance desde 0,1 hasta 1,2 mm/rev. Verificaron también este aumento en los esfuerzos al aumentar el avance para distintos tipos de geometrías de las brocas. Este efecto era más pronunciado en brocas con menores ángulos de punta. Además de este resultado, obtuvieron que el avance tenía una influencia notable en la calidad superficial obtenida. Concretamente, aumenta la rugosidad al hacerlo el avance, empleando tanto lubricación con aceite como con taladrina.

Es relevante examinar la evolución de las características obtenidas conforme se aumente el número de taladros realizados. En este sentido, es relevante la investigación llevada a cabo por Bhowmich *et al.* [22], los cuales evaluaron la temperatura alcanzada en la pieza empleando un termómetro de infrarrojos sin contacto; se vio que los valores de la temperatura crecían conforme se aumentaba el número de taladros realizados, hasta llegar a un valor que permanecía aproximadamente constante. Asimismo, se obtenían mayores temperaturas al taladrar en seco y menores cuando se utilizaba lubricación MQL con aceite, como se refleja en la Figura 2.29a. También estudiaron la rugosidad superficial en distintas posiciones del agujero, obteniendo distintos valores conforme se avanzaba en el número de taladros realizados. Concretamente, el valor del Ra aumentaba al mecanizar en seco, permaneciendo aproximadamente constantes cuando se empleaban los otros tipos de lubricación-refrigeración, resultando valores menores cuando se usaban taladrinas y lubricación MQL con aceite, tal como se desprende de la Figura 2.29b. Para analizar el proceso de endurecimiento durante el taladrado, midieron los desplazamientos del borde de dos granos adyacentes, estimándolos mediante el ángulo de deformación a partir de las micrografías obtenidas del material mecanizado. En este caso se vio que se producía una deformación por cortadura seis veces mayor al taladrar en seco que al hacerlo con los otros tipos de lubricación-refrigeración. Esta severidad en el mecanizado en seco, también se puso de manifiesto en los valores de microdureza obtenidos en las superficies del agujero: ya

que, al alcanzar altos valores de temperatura, se producía, por un lado, el reblandecimiento del material y, por otro lado, se favorecía la formación de adhesiones en la broca. Además, el uso de sistemas de lubricación-refrigeración permitía obtener valores de microdureza Vickers superiores (hasta 80 HV al emplear lubricación MQL con aceite y hasta 65 HV cuando se empleaba taladrina), siendo considerablemente mayores que el valor de dureza del material en bruto (que era cercano a 50 HV). Esta modificación de la dureza disminuía progresivamente conforme aumentaba la distancia, hasta alrededor de 300 μm , desde la superficie mecanizada.

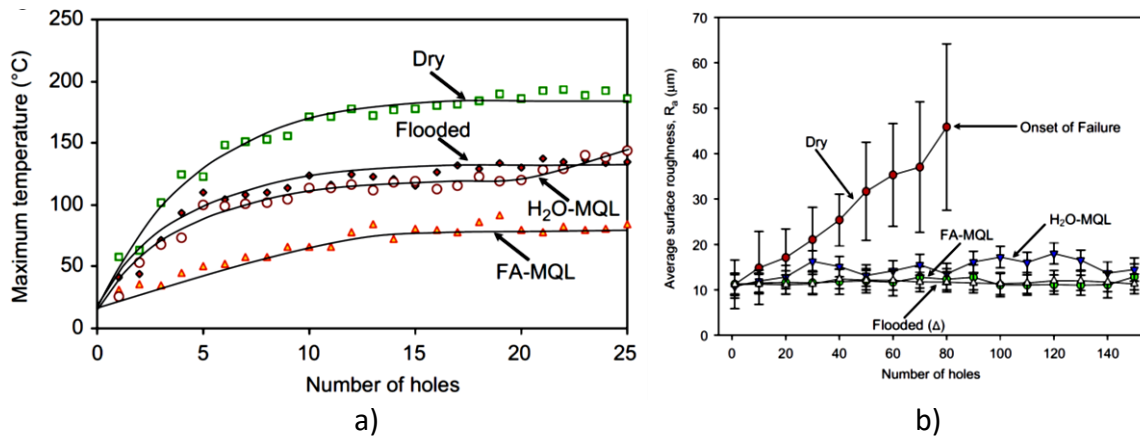


Figura 2.29. Evolución de: a) la temperatura de la pieza, y b) Ra , respecto al número de taladros realizados [22].

La influencia del tipo de material de las herramientas fue acometido por Kayir [121], utilizando como parámetros de corte velocidades de 50 a 75 m/min y avances de 0,1 a 0,3 mm/rev al taladrar en seco. Estableció una alta influencia del material de la broca en la rugosidad superficial obtenida; produciendo mayores valores de Ra con brocas de acero rápido que con brocas de metal duro. Por otra parte, vio que la rugosidad disminuye al incrementar la velocidad de corte y el avance, relacionando este último efecto con la mayor formación de BUE al emplear menores parámetros de corte.

Un trabajo clave fue el realizado por Gariboldi [115], en el que investigó la influencia del tipo de recubrimiento en la rugosidad superficial. Para ello, empleó brocas de acero rápido y midió las rugosidades a dos profundidades distintas desde la superficie superior de la probeta: de 0 a 6 mm y de 12 a 18 mm. Estableció para cada recubrimiento un valor del avance que mantiene una alta vida de la herramienta y, al mismo tiempo, una buena calidad superficial; siendo el valor óptimo de 0,37 mm/rev para el recubrimiento de TiN. Además, verificó la aparición de FBU sobre el filo de corte y el margen de las brocas; relacionándolo con los parámetros operativos y el tipo de recubrimiento empleado [115].

Bhowmick y Alpas [116] estudiaron los recubrimientos de carbono como diamante o DLC (del inglés, *Diamond-Like Carbon*), efectuando operaciones de taladrado sobre la aleación AZ91. Los resultados obtenidos reforzaron las conclusiones expuestas anteriormente en lo relativo al reblandecimiento de la aleación, a su adhesión a las brocas en forma de BUE y FBU y al aumento del par. Adicionalmente, señalan que la

lubricación MQL disminuía estas adhesiones, aumentando con ello la vida de las herramientas. Además, estos recubrimientos permitían realizar las operaciones de taladrado con largas vidas de la herramienta, con bajas adhesiones y bajos pares en el mecanizado, cuando se empleaba como sistema de lubricación MQL.

Chong y Shih [122] trataron la influencia del ángulo de punta de las brocas en la rugosidad superficial, Ra . Emplearon un amplio margen de ángulos de punta, desde 35° hasta 118° , y variaron la velocidad de corte, de 16,5 a 36,3 m/min, y el avance, de 0,1 a 0,3 mm/rev, obteniendo, como resultado, una importante tendencia de disminución del Ra al incrementar el ángulo de punta. También observaron que el empleo de lubricación base acuosa con un 5% de NaOH mejoraba la calidad superficial, además de reducir el grado de deformación de las superficies taladradas. Otro interesante trabajo que afronta la influencia del ángulo de punta y de los parámetros de corte sobre los esfuerzos en el taladrado de la aleación AZ91D, es el desarrollado por Umamaheswarrao *et al.* [126]. Se centra en valores del ángulo de punta de 30° a 120° , obteniendo una relación directa entre el aumento del avance, la velocidad de corte y el ángulo de punta, con los valores de la fuerza medida en el taladrado, siendo el ángulo de punta la variable que presentaba mayor influencia. Reseñar que, los valores de los ángulos ensayados en este estudio están en el límite inferior de los valores comerciales más usuales (entre 118° y 135°) y, por lo tanto, las conclusiones han de circunscribirse al margen ensayado del ángulo menor de 120° .

Berzosa *et al.* [119] investigaron la influencia del ángulo de punta de la herramienta en la rugosidad superficial, Ra , obtenida durante el taladrado de la aleación UNS M11917 (AZ91D-F). En este trabajo se emplearon bajos valores de los parámetros de corte, y se obtuvieron valores de Ra por debajo de $0,87 \mu\text{m}$; resultando valores de Ra menores cuando se empleaban brocas con ángulo de punta de 118° con lubricación MQL, o bien, ángulos de punta de 135° al emplear menores velocidades de corte de 40 m/min.

Un interesante estudio sobre los mecanismos de desgaste en brocas de acero rápido es el realizado por Wang *et al.* [117]. En él se identificaron los tipos de desgaste que aparecían en las operaciones de taladrado y elaboraron un mapa de estos procesos en función de los parámetros de corte, tal como refleja la Figura 2.30. En este mapa se puede observar la aparición de 3 tipos de desgaste identificados en regiones denominadas A y B que eran de tipo adhesivo, C y D de tipo abrasivo, y E de tipo difusivo. Además, se establecía una correlación en la región A entre un menor desgaste y la formación de BUE, el cual generaba un efecto protector y, por tanto, se producían menores tasas de desgaste de la herramienta, recomendando los parámetros de esta zona como óptimos.

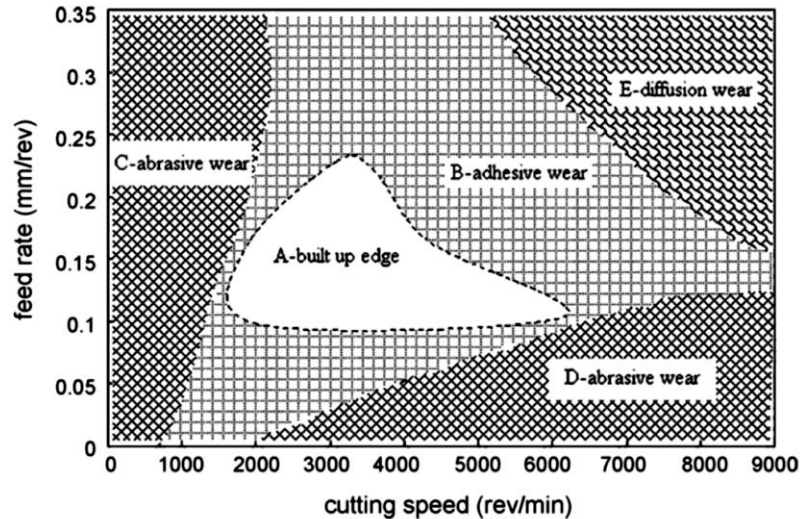


Figura 2.30. Mapa de desgaste en brocas de acero rápido en el taladrado de magnesio (Figure 2.30. Wear map of HSS drills in magnesium drilling) [117].

Koklu *et al.* [127] consideraron la influencia del número de filos de las brocas en conjunción con los parámetros operativos sobre la fuerza, la vida de las herramientas, la tipología de viruta, la microestructura y la dureza de las superficies taladradas en la aleación AZ91. De sus averiguaciones concluyeron que, debido a la mayor área de contacto de las brocas con tres filos, se originaban mayores valores de la fuerza de avance, menores desgastes en la herramienta y se obtenían virutas más estrechas. En lo relativo a la microestructura, la fase intermetálica variaba conforme aumentaba el número de taladros mecanizados; produciendo un endurecimiento superficial, respecto al material en bruto, de mayor magnitud en las brocas de dos filos. Dicho endurecimiento iba disminuyendo al ir mecanizando un mayor número de agujeros hasta llegar a producir un reblandecimiento del material.

Tal como se comentó en apartados anteriores, la microestructura y las características mecánicas de las aleaciones de magnesio están fuertemente determinadas por el contenido de aluminio. Así, Sunil *et al.* [120] evaluaron las características que presentaban las aleaciones AZ31 y AZ91 al ser mecanizadas por taladrado. Encontraron que, en la aleación de mayor porcentaje de aluminio, este se presentaba en forma de fase secundaria de $Mg_{17}Al_{12}$, produciendo mayor dureza y diferencia en la dureza de las regiones microestructurales, que originaban virutas discontinuas y mayores fuerzas en el mecanizado. Además, encontraron que en el margen de velocidades empleadas de 45 a 450 rpm empleando una broca de diámetro 6 mm, el aumento de la velocidad disminuía la fuerza de avance, lo que supone una influencia contraria a lo reportado por Akyuz [130], para el caso de operaciones de torneado y que asociaba a la formación de FBU.

Como ha quedado patente en el desarrollo de este capítulo, tanto la microestructura como los parámetros del proceso de mecanizado tienen una influencia fundamental en las características finales de las piezas mecanizadas. Así, el enfoque de

abarcar tanto el método de conformado de la aleación del material en bruto, como el propio proceso de mecanizado mediante taladrado, que determinan dicha estructura interna, fue planteado por Yazman *et al.* [53], el cual tiene un alto interés para profundizar en este conocimiento y en las relaciones que se establecen. Para ello, investigaron las operaciones de taladrado sobre dos procesos de fundición de la aleación de magnesio AZ91, una obtenida mediante fundición por gravedad y, otras seis, mediante fundición a presión en cámara fría empleando distintos valores del proceso. En sus investigaciones emplearon avances de 150 a 350 mm/min, velocidades de corte de 62,8 a 251,3 m/min, y brocas de metal duro de ángulo de punta de 118° de 2 mm de diámetro. De sus averiguaciones concluyeron que el conformado por fundición a presión con temperatura de colada de 650°C y presiones de 80 a 100 MPa, y velocidades de 30 a 45 m/s en el moldeo, refinaban la estructura de los granos y mejoraban las propiedades mecánicas. Respecto al mecanizado encontraron que el avance tenía mayor influencia que la velocidad de corte y, que el desgaste del flanco de la herramienta, era menor en la aleación que presentaba peores propiedades mecánicas; esto es, la conformada por gravedad, encontrando, en estas aleaciones, mayores formaciones de rebaba, además de que el tipo de viruta dependía del tipo de aleación y de los parámetros empleados en su conformado, observando tipos en forma de abanico, cono en espiral y virutas largas.

2.3.4 Parámetros de corte y mecánica del taladrado.

La selección de los parámetros de corte de las operaciones de taladrado es una decisión crítica de cara a maximizar la productividad, la vida de la herramienta y mantener en los niveles requeridos la calidad de los taladros realizados. Por ello, los fabricantes de herramientas suelen proporcionar los valores optimizados para cada grupo de materiales. No obstante, no todos los fabricantes consideran las aleaciones de magnesio como grupo de material específico, sino que algunos lo incluyen dentro del grupo de aleaciones de aluminio, debido a que su uso no está tan extendido si lo comparamos con las de aluminio y que poseen una buena maquinabilidad similar a la del magnesio.

Partiendo del margen de los parámetros de corte que facilita el fabricante de la herramienta, se han de tener en cuenta otras variables del proceso para determinar los valores a emplear, como es el tipo de lubricación-refrigeración empleada, la geometría de la pieza o el diámetro y profundidad del taladro, por citar alguno de los más importantes; además de considerar si la operación es de taladrado sólido o bien de retaladrado o ensanchado de un agujero previo. Al establecerse estos parámetros, se determina la productividad de la operación mediante la tasa de eliminación de material *MRR* (del inglés, *Material Removal Rate*), que para el caso general de retaladrado, viene dada por la Ecuación 2.1, y cuyas unidades se expresan en mm³/min, y donde D es el diámetro de la broca, D_0 el diámetro el agujero previo, S_f la velocidad de avance, f el avance y S la velocidad de corte.

$$MRR = \frac{\pi(D^2 - D_0^2)}{4} S_f = 250 f S \frac{D^2 - D_0^2}{D} \quad (2.1)$$

La norma ISO 3002-3 [131] define la viruta como la capa de la pieza que se elimina en el proceso de corte por la acción de un filo cortante simple. Sus dimensiones están determinadas por los parámetros operativos del proceso. En concreto, por la geometría de la broca y por el avance. Estos parámetros geométricos de la viruta no deformada son: anchura nominal de la viruta, b_d , y espesor nominal de la viruta, h_d , y pueden observarse en la Figura 2.31.

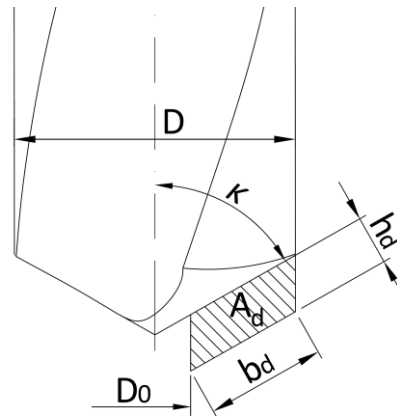


Figura 2.31. Anchura y espesor nominal de la viruta no deformada.

De acuerdo con la figura anterior, el espesor de la viruta sin deformar es el recogido en la Ecuación 2.2, en donde el valor 2 proviene del número de filos de la broca, κ es el ángulo del filo de la broca, el cual equivale a la mitad del ángulo de punta. De igual manera, la Ecuación 2.3 expresa el valor de la anchura de la viruta no deformada.

$$h_d = \frac{f \operatorname{sen}(\kappa)}{2} \quad (2.2)$$

$$b_d = \frac{D}{2 \operatorname{sen}(\kappa)} \quad (2.3)$$

Considerando los valores de la anchura y el espesor de la viruta, se obtiene el valor de la sección transversal de la viruta sin deformar A_d , en función de los parámetros del proceso, el cual viene recogido en la Ecuación 2.4.

$$A_d = h_d b_d = \frac{f(D - D_0)}{4} \quad (2.4)$$

En lo referente a las fuerzas originadas en el taladrado, hay que considerar que la componente de la fuerza en la dirección radial es cero. Por otro lado, respecto a la componente de la fuerza en la dirección axial es de mucho menor valor que la tangencial y, al mismo tiempo, su velocidad en esa dirección, que corresponde con el avance,

también es de valor despreciable frente a la tangencial; por ello, es coherente despreciar su contribución en términos de potencia [132]. Con todo, la expresión de la potencia consumida en el taladrado viene reflejada por la Ecuación 2.5, en donde F_c es la fuerza de corte expresada en newtons y S la velocidad de corte en m/s y, por lo tanto, dicha potencia se expresará en vatios.

$$P = F_c S \quad (2.5)$$

Para los procesos de taladrado resulta más útil expresar la potencia según la Ecuación 2.6, en la que M es el par o momento de la fuerza expresado en Nm, y ω es la velocidad angular en rad/s². Esta expresión permite el cálculo de la potencia en función de la velocidad de giro de la broca, que es un parámetro del proceso, y el par, el cual puede ser medido y registrado de una forma relativamente sencilla con la instrumentación adecuada, o incluso puede ser estimado mediante ecuaciones empíricas como las propuestas por Smith [133].

$$P = M \omega \quad (2.6)$$

2.4 Adhesiones.

El fenómeno de las adhesiones en la herramienta se presenta en el mecanizado de aleaciones en las que hay presentes más de un constituyente en la microestructura, cuando se emplean altas velocidades de corte y herramientas de carburos. Las principales manifestaciones de estas adhesiones son BUE, BUL y FBU, los cuales aparecen en las aleaciones de magnesio, siendo la predominante el FBU. El fenómeno de las adhesiones en la superficie de incidencia de la herramienta deteriora la superficie mecanizada, elevando la rugosidad, la fuerza de corte, e incrementando el peligro de inflamación por la producción de chispas, estando este fenómeno relacionado con la temperatura alcanzada. El uso de herramientas de carburos a altas velocidades de corte produce la formación de adhesiones en la herramienta; lo que origina aumentos de la rugosidad superficial y fuerzas en la herramienta, teniendo el contenido en manganeso influencia en estas formaciones [100].

Las condiciones que propician la formación de FBU son tres: la existencia de afinidad entre el material de la pieza y la herramienta, la presencia de una distribución de temperaturas en la zona de corte y, la fase más blanda [100], [134]. La aparición del FBU, a diferencia del BUE, puede aparecer muy rápidamente. Estas adhesiones crecen lo suficiente para alcanzar la superficie mecanizada haciendo contacto, incrementando la fuerza necesaria para el mecanizado, así como la rugosidad superficial [17].

Un destacado trabajo en relación con el fenómeno de las adhesiones en procesos de torneado fue el elaborado por Tomac y Tonessen [17], los cuales verificaron la aparición temprana (después de tan solo 500 mm mecanizados) de FBU cuando la

² La equivalencia entre revoluciones por minuto y radianes por segundo es 1rpm=0.1047 rad/s.

velocidad de corte llegaba a 600 m/min. Esto produjo una elevación de las fuerzas y las vibraciones y, al mismo tiempo, un incremento del valor del Ra . En estos ensayos se midió el valor de la rugosidad a lo largo de la superficie mecanizada distinguiéndose dos zonas, diferenciadas por la aparición del FBU, obteniendo rugosidades aproximadamente entre 1 y 4 μm , estando la división entre ambas zonas al mecanizar una distancia de 275 mm, logrando en la primera zona valores del Ra de alrededor de 1 μm , y alcanzando en la segunda zona valores cercanos a 4 μm . Un resultado similar se obtuvo en los esfuerzos sufridos por la herramienta en el mecanizado, verificándose un notable salto, pasando de 50 N a la distancia de 250 mm, hasta un valor de 125 N cuando la distancia mecanizada era de 275 mm en los valores de la fuerza de avance, produciéndose similares aumentos también en los valores de la fuerza de corte. Además, el valor de las vibraciones sufría un aumento considerable con la aparición de FBU, de igual manera que ocurría con la amplitud entre los valores máximos y mínimos de las fuerzas. Adicionalmente, pudieron constatar la aparición de chispas durante el mecanizado. Estas están relacionadas con el mecanizado de las partículas de Mn-Al formadas durante el mecanizado y que tienen gran dureza.

Bhowmich [10], estableció una correlación entre el incremento de temperatura durante el taladrado de una aleación AM60 y las adhesiones producidas en la herramienta. Además, verificó la alta tasa de adhesiones en el taladrado en seco, que suponían un aumento considerable del par necesario en el taladrado conforme aumentaba el número de taladros mecanizados; encontrando el fenómeno de desprendimiento de las adhesiones con la consiguiente disminución en dicho par, para, posteriormente, continuar con la tendencia al alza.

Para cuantificar el porcentaje de las adhesiones de magnesio en la ranura de las brocas se utilizaron imágenes SEM; llegando a ser del 100% en el mecanizado en seco y algo menor al emplear lubricación MQL. Para analizar la composición de dichas adhesiones se utilizó espectroscopia de difracción electrónica, encontrando fósforo y azufre cuando se utilizaba MQL con aceite. Estos elementos están asociados a compuestos que son utilizados en aplicaciones tribológicas para evitar el contacto metal-metal, formando una capa por adsorción física, de tal manera que reducen las adhesiones de magnesio en la broca obteniendo mejores acabados y menores temperaturas, fuerzas y par, y logrando mantenerlos constantes [10].

2.5 Seguridad en el mecanizado.

Durante las operaciones de mecanizado en las aleaciones de magnesio, es posible la aparición de chispas o pequeñas llamas, las cuales ya fueron estudiadas a mitad del siglo pasado por Peloubet [135]. En sus estudios, estableció las condiciones de mecanizado que producían estas chispas, que eran básicamente al emplear pequeños avances, encontrando que la humedad del ambiente favorecía su aparición. Además, vio

que había, en mayor proporción, en aleaciones de magnesio en la que aparecía la fase de compuesto $Mg_{17}Al_{12}$, como la aleación AZ92A.

Existen dos problemas fundamentales relativos a la seguridad en el mecanizado de estas aleaciones. Por un lado, se tiene el riesgo de ignición de las virutas de magnesio al ser mecanizadas, cuando se alcanzan temperaturas superiores a los $450^{\circ}C$; sobre todo cuando están en forma de pequeñas partículas que pueden llegar a explotar. Y, por otro lado, si se emplean lubricantes base acuosa, el magnesio puede reaccionar con el agua y formar hidrógeno, el cual es altamente inflamable y potencialmente explosivo [101], [119].

Es importante la temperatura alcanzada en el mecanizado debido al riesgo de ignición, a lo que hay que añadir el tamaño de las virutas generadas. Por encima de los antes mencionados $450^{\circ}C$ y con virutas de magnesio en forma de pequeñas partículas, menores de $500\ \mu m$, aparece el riesgo de explosión [136]. Además, parámetros del proceso como el material de la herramienta, las condiciones de corte o la geometría de la herramienta, determinan la ignición del magnesio [114].

Debido a estos potenciales riesgos, es necesario mantener controladas las temperaturas alcanzadas en el mecanizado del magnesio; lo cual ayuda, además, a incrementar la precisión y calidad de las superficies mecanizadas. Para ello, pueden emplearse fluidos de corte, con el problema que atañe su uso cuando se emplean los basados en agua, por lo que otra vía de afrontar el problema, se centra en controlar los parámetros del proceso en el mecanizado en seco para reducir los potenciales riesgos, lo cual está en el foco de algunos investigadores [118], [137].

Teniendo presentes los problemas de ignición que pueden presentar las virutas de magnesio, varios autores se han centrado en el control de la temperatura alcanzada durante el mecanizado y en el estudio de la ignición de las virutas. Así, Kuczmaszewski y Zagórski [138] revisaron la literatura sobre los problemas de medición de la temperatura en la zona de corte durante el fresado, aplicando algunos de los métodos a sus propios ensayos, concluyendo que la pirometría óptica y las cámaras infrarrojas proveían los mejores resultados en el margen de los parámetros operativos ensayados; los cuales coinciden con los empleados normalmente en las industrias. El efecto de los parámetros de corte en el fresado en seco de la aleación AM50A, fue investigado por Hou *et al.* [139]; encontrando que se podía producir la ignición de las virutas en el margen de 2000 a 4000 rpm, en el margen de 100 a 400 mm/min de velocidad de avance, cuando la profundidad de pasada era de $4\ \mu m$, ocurriendo raramente al aumentar la profundidad a $80\ \mu m$. Kuczmaszewski *et al.* [140] enfocaron el problema de manera indirecta, buscando marcas de fusión parcial o quemado, las cuales aparecerían en la superficie de las virutas como síntomas del proceso de ignición, no encontrando estos indicios al emplear velocidades de corte de 1200 m/min y avances por diente de 0,3 mm/diente [140]. Resultados similares en cuanto al empleo de parámetros de mecanizado seguros, fueron también encontrados por Kuczmaszewski *et al.* [141], al comprobar mediante una cámara termográfica que no se alcanzaba la temperatura de ignición necesaria al

emplear velocidades de corte de 400 a 1200 m/min, avances desde 0,05 hasta 0,3 mm/diente, y penetraciones de 0,5 a 6 mm.

Se han analizado otras alternativas para el control de la ignición del magnesio, como el uso de recubrimientos de diamante que, debido al alto coeficiente de conductividad térmica, reduce el incremento de temperatura en el mecanizado [142]. Fang *et al.* [143] consideraron la temperatura en procesos de fresado de la aleación AZ91 con el fin de minimizar el peligro de ignición. En ellos vieron que se obtenía una disminución significativa en la temperatura alcanzada en el mecanizado, al aumentar el espesor de la viruta sin deformar. Concretamente, se pasaba de unos 300°C cuando el espesor de la viruta era de 10 μm a menos de 200°C al alcanzar las 40 μm ; siendo, por lo tanto, posible utilizar este parámetro para controlar la temperatura alcanzada.

En esta misma línea King [142] investigó la temperatura teórica adquirida por la viruta a partir del avance empleado, manteniendo constante la profundidad de corte. Con ello, verificó el aumento de la temperatura cuando disminuía el avance, como refleja la Figura 2.32, y estableció un avance crítico para el cual se alcanza la temperatura de ignición del magnesio; produciéndose un aumento del valor de este avance crítico al disminuir la profundidad de corte empleada. Además, señala que la aparición de FBU provocaba un aumento de las fuerzas en el mecanizado del 45%, incrementando la energía involucrada en el proceso y, por tanto, elevando la temperatura de la viruta. Varios trabajos han señalado las ventajas que ofrece, en el sentido de evitar la ignición de las virutas, el uso de herramientas de diamante o el uso de recubrimientos que, por un lado, tienen una alta conductividad térmica y reducen la fricción evitando la aparición de FBU y, por otro lado, disminuyen la reactividad del magnesio [137], [142], [144]. Estos resultados también han sido obtenidos por Tonshoff y Winkler que destacaron el comportamiento de las herramientas de PCD evitando los fenómenos adhesivos y FBU en el mecanizado en seco, reduciendo la temperatura de la viruta y, con ello, el peligro de inflamación de la misma [99].

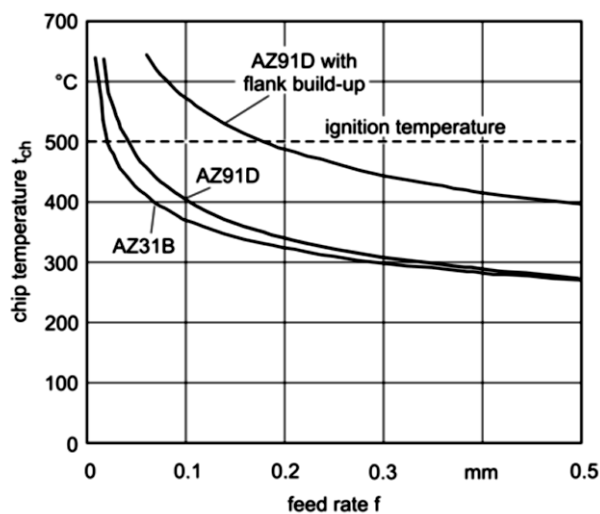
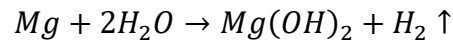


Figura 2.32. Temperatura alcanzada por las virutas para distintos avances, empleando una velocidad de corte de 2100 m/min y una profundidad de corte de 0,2 mm [142].

El otro problema surge del hidrógeno que se forma, mediante una reacción química de la cual produce una fina capa protectora de hidróxido de magnesio en la superficie de magnesio, ya que dificulta las reacciones posteriores. Los límites de inflamabilidad en el aire están entre el 4 y 75% en volumen, y es en estas concentraciones cuando existe riesgo de ignición [145].



Durante el proceso de mecanizado se pueden distinguir tres zonas en las que puede aparecer la formación de hidrógeno: en la zona de trabajo, en el sistema de transporte y almacenamiento de las virutas, y en la zona del sistema de lubricación. Tomac *et al.* [145] investigaron experimentalmente el proceso de formación de atmósferas de hidrógeno y concluyeron que los fluidos de corte con valores de pH mayores generaban menos hidrógeno gaseoso; formándose un porcentaje de H₂ cuatro veces mayor en los primeros minutos, cuando se pasaba de un pH de 9,5 a un pH de 7. Por otro lado, alcanzaron reducciones de aproximadamente un 50% en el H₂ generado, cuando se secaban las virutas en aire durante 4 horas, respecto a las virutas directamente almacenadas, debido a la formación de una capa protectora de hidróxido de magnesio que impide la formación de hidrogeno.

De las experiencias de los ensayos anteriores, se concluye que, para evitar la formación de atmósferas de hidrógeno, es crucial la separación del fluido de corte de las virutas de magnesio mediante centrifugación, su secado al aire previo a su almacenamiento y que su transporte y acumulación se realice en contenedores y vehículos ventilados. Además, para garantizar la operación segura, sería necesario disponer de máquinas provistas con sistemas de alarma, carenados resistentes a las posibles explosiones y extintores clase D, adecuados para los fuegos de metales inflamables, como es el caso del magnesio [114].

El uso de sistemas de lubricación-refrigeración es un punto clave en el mecanizado del magnesio. Se tiene que la excelente maquinabilidad permite el mecanizado en seco, pero si se aumenta la velocidad de corte, como ocurre cuando se mecaniza con alta velocidad, se eleva la temperatura de la aleación produciendo formación de adhesiones, que empeoran la calidad y favorecen la ignición. Para evitarlo, se usan lubricantes base acuosa, que reducen esta temperatura y limitan la ignición, pero conllevan el peligro de la aparición de las atmósferas de H₂. El empleo de otros sistemas de lubricación-refrigeración tiene algunas ventajas e inconveniente, los cuales se desarrollarán en el siguiente punto.

2.6 Fluidos de corte.

Los sistemas convencionales de lubricación-refrigeración se basan en el uso de aceites, ya sean puros o solubles en agua, pudiendo estos últimos clasificarse en función de su composición como; emulsiones, fluidos semisintéticos y, fluidos sintéticos. En

cuanto a las alternativas a estos, se tiene; el mecanizado en seco, que no emplea fluidos de corte, la lubricación MQL, que usa pequeñas cantidades de aceite nebulizada en aire a presión, la refrigeración criogénica, que usa fluidos criogénicos a muy baja temperatura como el nitrógeno líquido o, la refrigeración gaseosa, que se sirve sustancias en forma de gas a temperatura ambiente, tales como el aire, el argón o el nitrógeno, teniendo estos últimos capacidades antioxidantes [146].

Adicionalmente a sus principales funciones de refrigeración y lubricación, los fluidos de corte han de cumplir una serie de requerimientos secundarios como ser estables durante su almacenaje, ser seguros para las personas y el medioambiente, proteger contra la corrosión, presentar tendencia a la formación de espumas, ser compatibles con recubrimientos y selladores, ser miscibles con el agua, y no presentar riesgos de fuego o detonación, entre otros, y, específicamente para el magnesio, mostrar una limitada tendencia a la formación de H_2 , una baja disolución de magnesio y una alta detergencia (capacidad de transportar polvo y virutas de tal manera que no se acumulen) , por ser cualidades que afectan a la seguridad y a la economía en la producción [147], [148].

El uso de fluidos de corte de base acuosa, al tener excelentes capacidades refrigerantes, evitan el excesivo aumento de la temperatura tanto en las virutas, la pieza y la herramienta. Esto permite trabajar a altas velocidades de corte, lo que posibilita conseguir estrechas tolerancias. No obstante, no se recomiendan en el mecanizado del magnesio por la formación de atmósferas de H_2 y la posibilidad de inflamación de las virutas. La selección del fluido de corte adecuado puede permitir el mecanizado seguro al haberse corroborado que el H_2 no supera los límites de concentración seguros, eliminando el FBU y disminuyendo considerablemente el riesgo de inflamación de las virutas [145].

Tomac *et al.* [100], estudiaron el uso de lubricante base acuosa en el mecanizado de magnesio, poniendo de manifiesto una reducción de la temperatura alcanzada y la reducción o eliminación de FBU cuando empleaban velocidades 800 m/min y una longitud mecanizada de 500 mm. A bajas y medias velocidades de corte, la lubricación producía un desgaste superior de la herramienta, incrementando la fuerza de corte y la rugosidad.

En estudios de laboratorio se midió la formación de hidrógeno en lubricantes base acuosa, encontrándose que dicha formación dependía de la capacidad de amortiguamiento (en inglés, *buffering capacity*) de estos, de tal manera que, seleccionando el lubricante adecuado, es posible minimizar o eliminar la formación de hidrógeno [147]. De igual forma, la capacidad de amortiguación influía en la cantidad de magnesio disuelto Mg^{2+} . Utilizando un fluido de corte estándar de amina de alta amortiguación sin inhibidor, se obtuvieron alrededor de 180 ml de H_2 y 160 mg/l de Mg^{2+} , disminuyendo hasta prácticamente 0 ml de H_2 y 50 mg/l, cuando se utilizaba un fluido especial de amina de media amortiguación simultáneamente con un inhibidor. Esos inhibidores pueden ser fósforo orgánico o compuestos de triazol, que mejoran ostensiblemente la compatibilidad del material, de tal manera que no se produce la

coloración del magnesio a tonos grises oscuros o negros, tal como muestra la Figura 2.33, pudiéndose utilizar como test para valorar dicha compatibilidad, de una forma sencilla [148].



Figura 2.33. Distintas coloraciones de virutas de magnesio, tras 24h de inmersión en distintos lubricantes base acuosa [148].

En el mecanizado de magnesio la inestabilidad electrofítica, causada por la salinización producida por el magnesio disuelto, reduce la vida en servicio de los fluidos de corte hasta el punto de hacer antieconómico su uso. Esta inestabilidad era causada por el magnesio disuelto, el cual, tras cinco días de mecanizado, llegó a ser de 67 mg/l. Con estas altas concentraciones, pueden producirse hidróxidos de magnesio y llegar a atascar tubos y conducciones si se une a las pequeñas partículas producidas durante el mecanizado que no son retenidas por los filtros normalmente empleados. Por ello, es importante la capacidad de transportar y filtrar las partículas generadas [147].

Un requisito de la lubricación base agua es la eliminación completa de las virutas de la zona de trabajo. Con lo cual, han de emplearse altos flujos de lubricante a altas presiones sin que se forme espuma. En relación a la capacidad de lubricación, se puede aplicar el conocimiento de las aleaciones de aluminio y emplear aditivos antidesgaste o AW (del inglés, *Anti-Wear additives*) para prevenir el contacto metal-metal, como por ejemplo, ésteres de ácidos grasos [147].

El mecanizado de aleaciones de magnesio, a baja y media velocidades de corte, se comporta de una manera muy buena, pero la industria demanda eficiencia y tiempos cortos [100]. En sus estudios sobre eficiencia en la producción, Joksch [147] encontró que un sistema basado en dos componentes, el primero un aceite multifunción y el segundo un aditivo, podía ser utilizado en forma de emulsión con agua o solos como aceites de corte. De tal manera que, optimizando la composición al proceso, se conseguía realizar el mecanizado de una manera económica y de forma segura, puesto que la formación de hidrógeno era casi nula. Estos desarrollos fueron clave en cuanto al incremento del uso de magnesio, ya que permiten su mecanizado de forma eficiente y segura [148].

En el mecanizado de la caja de cigüeñal híbrida de Al-Mg, desde la fundición hasta el ensamblaje, se emplearon 1.000 m³ de fluidos de corte en el mecanizado. Esto supone una ingente cantidad de fluido en contacto con las virutas de magnesio; logrando ejecutarlas, de forma segura y económica, mediante nuevas tecnologías de reducción del contenido de sales de magnesio en el lubricante, y compactarlas en forma de briquetas mediante el empleo de sistemas de recogida y compactación de las mismas, las cuales se muestran en la Figura 2.34.



Figura 2.34. Briquetas de Al-Mg compactadas a partir de virutas procedentes del mecanizado [15].

Debido a condicionantes de tipo ambiental, se están evaluando nuevas vías de mecanizado valiéndose de sistemas de lubricación-refrigeración alternativos a la lubricación base acuosa. Así, Tikal *et al.* [95] consiguieron mediante una geometría de herramienta optimizada, unos recubrimientos especiales y una refrigeración mediante aire a presión suministrado internamente por la herramienta, la realización de operaciones de taladrado en seco alcanzando parámetros de corte de alto rendimiento.

El uso de fluidos de corte ha demostrado eficacia en reducir los esfuerzos y proporcionar virutas cortas, pero consideraciones ecológicas y económicas desvían la atención hacia otro tipo de estrategias tales como el mecanizado en seco o el empleo lubricación en mínimas cantidades o MQL [22].

La lubricación en mínimas cantidades es una técnica que consiste en aplicar una pequeña cantidad de fluido sobre el filo de la herramienta en forma de pequeñas microgotas o atomizada en forma de aerosol, en caudales inferiores a 100 ml/h³; suponiendo una alternativa medioambientalmente sostenible como sistema de lubricación-refrigeración. En cuanto a su uso en operaciones de taladrado de aleaciones de aluminio, se obtienen resultados similares al uso de lubricación-refrigeración tradicional [22]. En el taladrado de aleación de aluminio 319, Dosbaeva *et al.* [149]

³ Unidad de uso común para expresar caudales en sistemas MQL. La conversión a unidades del Sistema Internacional es: 1ml/h= (10⁶/3600) m³/s.

encontraron que el uso de lubricación MQL con aceite vegetal obtenía valores del par muy similares a los obtenidos con lubricación base acuosa [149].

Bhowmick *et al.* [22] comprobaron la eficacia de la lubricación MQL, utilizando como fluidos agua destilada y lubricante basado en ácidos grasos. En el uso del agua, debido a los bajos caudales, no obtuvo buenas condiciones de refrigeración. De los taladros realizados, los que mostraron una respuesta en el par que aumentaba linealmente conforme avanzaba en se ejecución fueron el 73% en el mecanizado en seco, 30% lubricación MQL con agua destilada, 17% con lubricación base acuosa y solamente el 2% con lubricación MQL empleando aceite de corte; presentando la lubricación MQL un par constante en el 95% de las ocasiones.

En relación con las temperaturas alcanzadas por la pieza durante el taladrado se alcanzó el régimen cuasi estacionario aproximadamente tras la realización de 15 taladros, alcanzando el mayor incremento al mecanizar en seco, seguido de la lubricación acuosa y MQL con agua y, en último lugar, lubricación MQL con aceite de corte [10]. Estos resultados muestran la potencia lubricante MQL con aceite de corte y se relacionan directamente con la temperatura, con la formación de adhesiones y, en última instancia, con la fuerza y el par necesarios en el taladrado; mejorando adicionalmente la calidad superficial.

2.7 Integridad superficial de superficies mecanizadas.

La integridad superficial (en inglés, *Surface Integrity*) extiende el estudio de las superficies mecanizadas más allá de las irregularidades geométricas que suponen las dimensiones y la rugosidad; abarcando las alteraciones que sufren las superficies de tipo metalúrgico y de sus propiedades, defectos, o de las tensiones residuales. Las irregularidades geométricas comprenden tanto el acabado superficial o rugosidad como las desviaciones dimensionales y geométricas. Las alteraciones superficiales englobarían las modificaciones microestructurales, las variaciones en la dureza, las tensiones residuales y la resistencia a la fatiga [150]. Estas son de capital importancia para el desempeño de un determinado componente y su comportamiento en servicio y, por ello, es fundamental conocer cómo las operaciones de mecanizado y los parámetros del proceso influyen en estas modificaciones y en el conjunto de propiedades físicas, mecánicas, metalúrgicas y químicas de las superficies [150], [151].

Diversos autores han puesto de manifiesto que la resistencia a la corrosión de las aleaciones de magnesio está fuertemente determinada por la microestructura y el tamaño de grano [152]–[154]. De la misma manera, varios estudios han determinado la influencia de la rugosidad, sobre varios tipos de características funcionales superficiales, tales como el sellado, la fatiga, el rozamiento y las características tribológicas. Además, el incremento en la microdureza superficial de ciertos procesos, resulta beneficioso en características como la resistencia a la corrosión y a la abrasión, siempre que los esfuerzos no sean de tipo cíclico o de impacto [155].

Existe una relación directa entre la rugosidad superficial y ciertas características del rendimiento en servicio de los componentes como, por ejemplo, la resistencia a la corrosión (aumentando esta al hacerlo la rugosidad, ya que al ocurrir esto aumenta la superficie corroída) o las características de sellado (que se alcanza manteniendo la rugosidad por debajo de un cierto nivel) [156]. Para evaluar la rugosidad existen diversos parámetros de perfil que están recogidos en la norma ISO 4287 [157]. Estos se clasifican en parámetros de amplitud que consideran los picos y los valles, como es la altura media de los elementos del perfil, Rz ; de amplitud de valores medios, como la desviación media aritmética del perfil evaluado, Ra ; de espaciamiento como la anchura media de los elementos del perfil, RSm , y; asociados a las curvas de tasa de material. Es posible correlacionar los parámetros de rugosidad con las características físicas y funcionales con las que se vinculan, con el fin de elegir el más adecuado de acuerdo con las funciones a desarrollar por el componente concreto, tal como viene reflejado en la Tabla 2.12.

Tabla 2.12. Importancia física-funcional de diversos parámetros de rugosidad (Table 2.12. Physico-functional significance of various roughness parameters) [158].

Función	Ra, Rq	Rp, Rpm	Rt, Rz	Rsk	Rku	Rsm	$R\Delta q$	Wa
Fricción y desgaste	*		**	**	**	*	**	*
Lubricación	*	*	**	**	*		*	**
Sellado mecánico	*		**	**			**	**
Corrosión por fatiga	*	*		*		*	*	
Rigidez de contacto	*		**	*	*	**	*	*
Resistencia fatiga	*	*	**		*		**	
Conductividad térmica	*	**				**	*	*
Conductividad eléctrica	*					*	*	*
Reflexividad			**				**	
Tolerancias de ensamblado	*		**				*	**

** Indica pronunciada influencia

Astakhov [151] define la integridad superficial en el ámbito de la ingeniería como; “el conjunto de propiedades, tanto superficiales como subsuperficiales, que afectan al rendimiento de la superficie en servicio”. Estos parámetros pueden clasificarse en los cuatro grupos recogidos en la Tabla 2.13.

Tabla 2.13. Grupos de parámetros de la integridad superficial (Table 2.13. Surface integrity parameter groups) [151].

Parámetros geométricos	Parámetros físicos	Parámetros químicos	Parámetros biológicos
- Rugosidad superficial	- Microdureza	- Afinidad por la oxidación	- Proliferación celular
- Textura	- Tensiones residuales	- Adsorción	- Unión celular
- Parámetros del área de la superficie de apoyo	- Microestructura	- Polarización eléctrica	
		- Reacciones químicas	

Uno de los trabajos pioneros en este ámbito fueron los efectuados por Field *et al.* [159], lo cuales describieron los métodos disponibles para la evaluación de la integridad superficial y los análisis experimentales para la valoración de los parámetros; estableciendo tres niveles con el objeto de estudiar y evaluar las características obtenidas en las superficies mecanizadas, los cuales se reflejan en la Tabla 2.14.

Tabla 2.14. Conjunto de datos de los niveles de integridad superficial, basado en [159].

Datos del nivel mínimo	Datos del nivel estándar	Datos del nivel extendido
Acabado superficial	Ensayo de fatiga	Ensayo de fatiga
Microestructura (10X o menor)	Ensayo de corrosión bajo tensión	Ensayo de fatiga extendido
– Microgrietas		Ensayo tracción
– Macrogrietas	Análisis de tensión residual	Ensayo de fluencia
Microestructura		Otros tipos de ensayos
– Microgrietas		
– Deformación plástica		
– Transformaciones de fase		
– Defectos		
– Ataque intergranular		
– Picaduras y protrusiones		
– BUE		
– Capas depositadas		
Microdureza		

Según Astakhov, todavía existe una falta de información sistemática en manuales y normas respecto a la relación cuantitativa entre la integridad superficial y el desempeño de las piezas fabricadas por mecanizado. Incluso a nivel industrial, es todavía infrecuente encontrar requisitos relativos a este aspecto, más allá de la rugosidad superficial [151]. No obstante, sí que ha sido abordado su estudio por parte de los investigadores, fundamentalmente en cuanto a la relación entre las alteraciones producidas por los procedimientos de mecanizado y su correlación con el rendimiento final de los productos en servicio; siendo muy acotado el éxito en el establecimiento de modelos cualitativos que permitan su predicción, con el objetivo final de satisfacer la necesidad constante de la mejora del rendimiento, la fiabilidad y la durabilidad de los componentes mecanizados [155].

Una completa monografía es la realizada por Griffiths [160], que realizó una extensa revisión del análisis de los parámetros de la integridad superficial y de su relación con la mejora del comportamiento en componentes, en el cual, aborda la relación de los procesos de fabricación con alteraciones superficiales y subsuperficiales sufridas, así como las normativas directamente relacionadas.

Una actualización del tema ha sido la realizada por M'Saoubi *et al.* [161], los cuales presentaron una revisión de la integridad superficial en el mecanizado de distintos tipos de aleaciones, abarcando acero, titanio y níquel, entre otras. En este estudio se investigó

la influencia de los cambios microestructurales, las deformaciones producidas, las tensiones residuales inducidas y los defectos superficiales originados en el rendimiento de los componentes mecanizados; reseñando que todavía quedan por contestar ciertas cuestiones relativas a estos aspectos para lograr la optimización de los modelos predictivos, con el fin de mejorar el rendimiento de las piezas mecanizadas, en consonancia con lo indicado anteriormente. Otra revisión es la realizada por Jawahir *et al.* [155], los cuales trataron los últimos avances en técnicas experimentales empleadas en la caracterización de las superficies mecanizadas y los modelos predictivos, tanto experimentales como numéricos de los parámetros de la integridad superficial; destacando por ser un trabajo colaborativo entre investigadores de varios países enfocado en relacionar los procesos de mecanizado con las características superficiales resultantes y el rendimiento funcional de las piezas.

Por otra parte, los procesos de fresado de aleaciones de magnesio han sido abordado por varios autores. Shi *et al.* [162] se centraron en el mecanizado en seco de la aleación AZ91D; estudiando parámetros como la rugosidad y la microdureza, mediante el método Taguchi y el análisis relacional gris. En su estudio determinaron que se obtenían menores valores de Ra al emplear menores valores de los parámetros operativos (avance de 0,2 mm/rev, velocidad de corte de 160 m/min y profundidad de corte de 0,4 mm), y que se obtenían mayores valores de microdureza para mayores valores de los mismos (velocidades de corte de 480 m/min, un avance de 0,3 mm/rev y profundidad de pasada de 0,6 mm). Otro estudio similar fue el efectuado por Madhesan *et al.* [163], los cuales consideraron, igual que en el caso interior, los parámetros de corte para cuantificar su influencia en la variable rugosidad superficial. Obtuvieron que, tanto la velocidad de corte como el avance eran los parámetros influyentes; obteniéndose menores rugosidades al emplear el menor avance y la mayor velocidad de corte entre los ensayados; resultados similares a los obtenidos en el trabajo de Gziut *et al.* [110]. Empleando parámetros operativos en el orden de magnitud de los trabajos anteriores, se encontró que el empleo de lubricación en mínimas cantidades, mejoraba los valores de rugosidad y reducía su variabilidad en las aleaciones de magnesio [109], [111].

Una interesante conclusión es la obtenida de las investigaciones de Guo y Salahshoor [164], los cuales estudiaron el fresado a alta velocidad y en seco de una aleación de magnesio con 0,8% de calcio. Tras su estudio concluyeron que la presencia de FBU en la herramienta producía unas menores rugosidades, una alta tensión de compresión residual, un aumento de la microdureza y una microestructura libre de transformaciones de fase, siendo el avance el parámetro más determinante en la influencia en el Ra . Además, destacaron que una cierta cantidad de adhesiones en la herramienta tenía una influencia positiva en la rugosidad; siendo este resultado opuesto al encontrado en otros trabajos [100], [165]. La explicación estaría en que la cantidad de adhesiones es insignificante y, en esas condiciones, la repercusión en la rugosidad sería positiva. Además, de que la tensión superficial residual de tipo compresivo, redundaría en un efecto beneficioso para evitar que los componentes fallen en servicio [166].

Respecto a las operaciones de torneado en aleaciones de magnesio, diversos estudios se han centrado en las características que engloba la integridad superficial. Villeta *et al.* [167] evaluaron los procesos de torneado en seco y su influencia en la rugosidad superficial en la aleación UNS M11311 (AZ31B). en este trabajo encontraron que era posible conseguir rugosidades de clase N7 y que el avance era el parámetro con mayor influencia en la rugosidad. Adicionalmente, vieron que el tipo de recubrimiento de la herramienta también tenía cierta influencia en la rugosidad superficial. Lu *et al.* [108] investigaron la influencia de los parámetros de corte sobre las alteraciones superficiales en operaciones de torneado en la aleación AZ31B, obteniendo que la profundidad de las tensiones residuales disminuía al aumentar la velocidad de corte y aumentaba al hacerlo el avance, sin que la profundidad de corte fuera significativa. La dureza superficial obtenida disminuía conforme se profundizaba hasta aproximadamente 20 μm desde la superficie, siendo mayor el endurecimiento al aumentar el avance y la profundidad de corte. Además, sus datos apoyan la tesis de que la rugosidad disminuía con el aumento de la velocidad de corte y con la disminución del avance.

Un trabajo que se centra en la influencia de las alteraciones superficiales sobre la resistencia a la corrosión, es el desarrollado por Bruschi *et al.* [168], concluyendo que las alteraciones en las superficies generadas en el mecanizado incrementaban en un orden de magnitud la resistencia a la corrosión. En particular, destacaba la mejora producida mecanizando con sistemas criogénicos, debido a la rugosidad y textura superficial y a las tensiones residuales de compresión producidas. En la Figura 2.35 se recogen los resultados de las tensiones residuales radiales frente a la distancia a la superficie para distintos sistemas de lubricación-refrigeración.

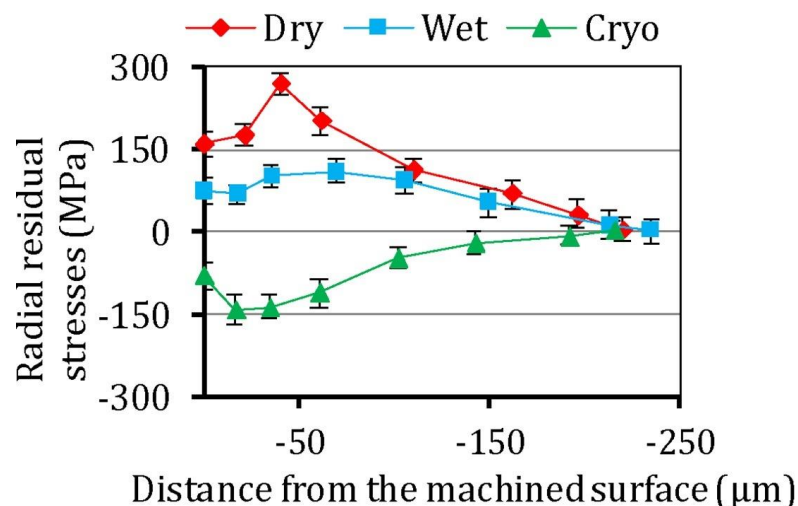


Figura 2.35. Perfil de tensiones residuales en función de la profundidad desde la superficie para distintos tipos de lubricación-refrigeración [168].

La aleación UNS M11917 (AZ91D-F) ha sido estudiada por varios autores, que han establecido una clara influencia del avance sobre la rugosidad. Rubio *et al.* [169] evaluaron la operación de refrentado en seco, encontrando una considerable incidencia del avance en el sentido de que al incrementarse, aumentaban los valores de rugosidad.

Carou *et al.* [102] concretaron sus estudios sobre torneado intermitente en seco, hallando correlación entre el aumento del avance y la obtención de una mayor rugosidad. Concretamente, vieron que los valores del Ra fluctuaban entre 0,8 y 1,6 μm , al emplear avances inferiores a 0,1 mm/rev. Un trabajo que complementa y profundiza en el proceso de torneado intermitente, y que corrobora los resultados del anterior, es el realizado por Rubio *et al.* [101] que analizaba la influencia de la lubricación MQL, la cual producía una leve mejora en la calidad superficial obtenida.

Una investigación que enfrenta la cuestión de cómo afecta la composición de una aleación de magnesio a la integridad superficial fue el desarrollado por Videm *et al.* [165]. Estudiaron aleaciones de magnesio con contenidos del 2 al 9% en masa de aluminio, en operaciones de torneado. Durante el análisis de los resultados, encontraron una fuerte relación entre el contenido de aluminio y la formación de adhesiones de tipo BUL y FBU. Para esta última, se vio que aparecía a partir de una cierta velocidad de corte crítica; lo que reveló, además, la dependencia de la aparición de FBU con la presencia de fase γ de $\text{Mg}_{17}\text{Al}_{12}$, la cual está determinada por el contenido en aluminio. Asimismo, la aparición de FBU conlleva un aumento súbito de la rugosidad obtenida en las superficies mecanizadas, tal como refleja la Figura 2.36. Este comportamiento se produce en todas las aleaciones estudiadas y se infiere que el contenido de aluminio determina la tendencia a la formación de FBU, en el sentido de reducirse este al disminuir el contenido de aluminio; conllevando que la velocidad de corte crítica aparezca a valores mayores.

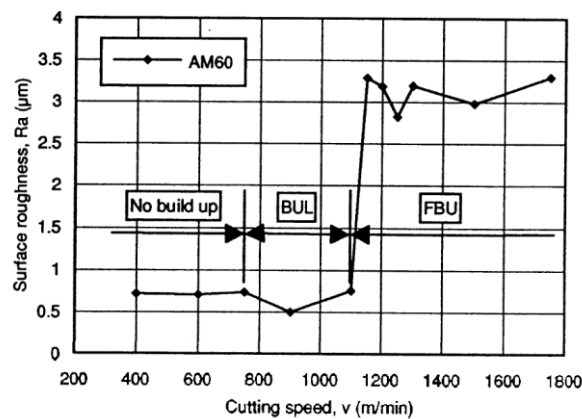


Figura 2.36. Rugosidad obtenida a distintas velocidades de corte y aparición de adhesiones en forma de BUL y FBU (*Figure 2.36. Roughness obtained at different cutting speeds and presence of adhesions in the form of BUL and FBU*) [165].

Respecto a los procesos de taladrado, El-Khabeery *et al.* [170] evaluaron las alteraciones superficiales obtenidas en aceros de bajo y medio carbono, al ser mecanizados mediante procesos de taladrado profundo lubricando con aceite. En lo referente a la rugosidad superficial, se obtenían mayores valores de Ra al aumentar el avance y, al mismo tiempo, el empleo de menores velocidades de corte, producían mayores valores en el Ra . De igual forma, los valores de la rugosidad aumentaban conforme aumentaba la distancia desde la superficie de inicio del taladro. Además,

confirmaron una reducción de la rugosidad con el parámetro longitud/diámetro del agujero taladrado. Mediante la microscopía óptica y la SEM (del inglés, *Scanning Electron Microscopy*) verificaron la influencia del avance, la velocidad de corte y el diámetro de la herramienta en las superficies obtenidas. Concretamente, vieron que se producían alteraciones microestructurales que permitían distinguir entre dos capas afectadas. Una capa fragmentada anexa a la superficie del taladro en la que no era posible diferenciar ni granos ni estructura, y una capa deformada donde se aprecian los granos deformados y, por debajo, el material de partida en el que se observan ondulaciones correspondientes con la velocidad de avance. Estas alteraciones tuvieron su manifestación en la microdureza Vickers, la cual aumentaba en la superficie mecanizada, disminuyendo hasta aproximadamente una profundidad de 300 μm , en la que alcanzaba el valor del material base.

En el ámbito de los procesos de taladrado de aleaciones ligeras son relevantes los trabajos de Le Coz *et al.* [171]. Investigaron la influencia de la geometría de la herramienta sobre los esfuerzos y las variaciones de la temperatura, en operaciones de taladrado en seco de aleaciones de aluminio y titanio, relacionando estas variables con las alteraciones superficiales obtenidas, en aspectos como las variaciones microestructurales y el perfil de microdureza de las superficies. En la aleación de titanio Ti-6Al-4V obtuvieron resultados de microdureza Knoop con una carga de 100 g, en los que los valores se reducían conforme se alejaban de la superficie mecanizada en la dirección perpendicular al eje del taladro. Dichos valores eran similares a profundidades de 4 y 12 mm respecto a la superficie de la pieza y variaban, casi linealmente, de valores alrededor de 380 HK a 10 μm de la superficie hasta 340 HK a unas 150 μm . Esto supone una capa endurecida de aproximadamente 30 μm considerando un valor de dureza del material base de 350 HK. En la zona del cono inferior del taladro correspondiente con la punta de las brocas y, en la dirección axial del taladro, la afectación del endurecimiento era mayor, alcanzando valores de 424 HK y extendiéndose hasta las 50 μm desde la superficie inferior del taladro. Respecto a las temperaturas, estas fueron inferiores en la aleación de aluminio AA7075 (UNS A97075) que en la de titanio. Concretamente, los valores máximos se produjeron en el margen de la broca, mientras que en la aleación de titanio se produjeron en la punta de la broca. Esto puede explicarse teniendo en cuenta que el aluminio tiene mayor conductividad térmica, menores propiedades mecánicas y mejor maquinabilidad que el titanio.

De los trabajos que acometen específicamente el estudio de los procesos de taladrado de aleaciones de magnesio la mayoría aborda, de alguna forma, la de las superficies taladradas; siendo mayoritario entre estas el estudio de parámetros de tipo geométrico, principalmente la rugosidad [22], [53], [53], [115], [116], [118], [119], [121]–[124], [127], [172].

Bhowmick *et al.* [22] encontraron que, inicialmente, las rugosidades obtenidas eran similares al emplear distintos procesos de lubricación-refrigeración y que, conforme aumentaba el número de taladros mecanizados, el Ra aumentaba, casi linealmente, taladrando en seco y se mantenía, casi constante, al emplear lubricación

con taladrina o MQL. Weinert *et al.* [118] concluyeron que la velocidad de corte tenía una reducida influencia en la rugosidad superficial y que el avance lo hacía de manera relevante. De hecho, observaron que aumentaban los valores de R_z al incrementar el avance (de 0,2 a 1,2 mm/rev) y mantener una velocidad de corte constante (de 500 m/min).

Respecto a la influencia de las herramientas, Berzosa *et al.* [119] estudiaron la influencia del ángulo de punta de las brocas en la calidad superficial obtenida en el taladrado de la aleación UNS M11917 (AZ91D-F). En su trabajo observaron que al taladrar con lubricación MQL se obtienen mejores rugosidades al emplear brocas con ángulo de punta de 118° y velocidades de corte mayores y con brocas con ángulo de punta de 135° y menores velocidades de corte. Por otro lado, empleando métodos de lubricación-refrigeración sostenibles, esto es lubricación MQL y mecanizando en seco, se obtenían excelentes valores de R_a , todos ellos inferiores a $0,9 \mu\text{m}$. Un interesante hallazgo de este estudio es la temprana aparición de fenómenos adhesivos en el margen de las brocas, los cuales aparecían relacionados con mejores calidades superficiales. Otra investigación que ampliaba el margen de estudio del ángulo de punta ampliándola desde los 40° hasta un valor de 120° , fue la desarrollada por Chong y Shih [122], en la cual obtuvieron menores valores de R_a cuando se empleaban mayores valores del ángulo de punta. La influencia del tipo de material de la herramienta ha sido abordado en otro estudio, en el que se compara la incidencia del material de la herramienta sobre la calidad superficial; obteniendo una mejora significativa en el R_a al emplear brocas de carburo, respecto a las de acero rápido [121].

Una operación específica es la consistente en agrandar un taladro previo o retaladrado, muy común en procesos de mecanizado, la cual ha sido estudiada por Berzosa *et al.* [123]. En este trabajo, enmarcado en tareas de mantenimiento y/o reparación de componentes, se estableció que es posible realizar estas operaciones de retaladrado en aleaciones de magnesio en condiciones de sostenibilidad; manteniendo el R_a dentro del margen general establecido en el sector aeronáutico, esto es; de $0,8 \mu\text{m}$ a $1,6 \mu\text{m}$ [173]. En sus averiguaciones concluyeron que el tipo de herramienta era el factor más transcendental en cuanto a su influencia en la rugosidad. Las brocas que disponían de un ángulo de punta de 118° producían rugosidades mayores que las que disponían de un ángulo de 135° . Además, el empleo de una velocidad de corte mayor implicaba mayores rugosidades. Los mismos autores profundizan en otro trabajo en la influencia de la herramienta sobre la rugosidad, evaluando la incidencia del ángulo de punta y el tipo de recubrimiento sobre la rugosidad superficial. En este trabajo encontraron que el uso de recubrimiento de TiN obtenía disminución significativa en la rugosidad respecto a las brocas sin recubrimiento, tanto en el R_a como en el R_z . Además, el ángulo de punta de la broca, el cual era afilado con distintos valores, lograba los mejores valores de rugosidad cuando su valor era de 130° [124].

Otra forma de analizar la topología superficial hace uso de imágenes tridimensionales obtenidas mediante un perfilómetro óptico de superficies, las cuales han sido empleadas para cuantificar la calidad superficial, para distintos tipos de

lubricación, obteniendo valores de rugosidad unas cuatro veces menores al emplear lubricación MQL o con taladrinas respecto al mecanizado en seco [22].

Una interesante combinación de métodos basados en imágenes ha sido la realizada por Berzosa *et al.* [124]. En ella emplearon, por un lado, imágenes de macroscopía óptica, con patrones de los movimientos de avance y retroceso de la broca y, por otro lado, el empleo de la micrografía, que permitió evaluar la topología microscópica de las picaduras o de las adhesiones producidas, empleando la técnica de procesado de imágenes mediante ampliación de la profundidad de campo o EDF (del inglés, *Extended Depth from Focus*). En sus averiguaciones obtuvieron indicios de la relevancia de los fenómenos adhesivos y de los movimientos de avance y retroceso en el taladrado, sobre la topología de las superficies obtenidas; lo cual se relacionaba directamente con los valores de rugosidad obtenidos.

Un artículo que trata las desviaciones geométricas en los procesos de taladrado de la aleación AZ91D fue el realizado por Kayir [121]. En él se estudió la circularidad y el error en el diámetro además de la rugosidad. Se encontró, por un lado, que al aumentar la velocidad de corte disminuía la circularidad y aumentaba el error en el diámetro y, por otro lado, que el avance tenía un efecto de segundo orden; presentando un máximo en el valor de 0,2 mm/rev en el que se obtenían mayores valores de circularidad y de error en el diámetro.

S. Bhowmick y A. T. Alpas encontraron, en procesos de taladrado en seco, variaciones microestructurales en una capa superficial de entre 600 y 900 μm donde se produjeron fenómenos de recristalización en la aleación AZ91, pasando de un tamaño medio de grano de 318 μm a 70 μm , siendo menor el tamaño al emplear brocas con recubrimiento NH-DLC (del inglés, *Non-Hydrogenated Diamond-Like Carbon*), no observándose cuando se usaba lubricación con taladrina o MQL. Estas variaciones microestructurales fueron producidas al alcanzar temperaturas superiores a 270°C correspondientes a 0,4 veces la temperatura de fusión de la aleación, influyendo notablemente en la microdureza obtenida [116]. Bhowmick *et al.* [22], obtuvieron la curva de microdureza a distintas profundidades en operaciones de taladrado de la aleación AM60, encontrando su similitud con otros procesos de mecanizado. La capa endurecida se extendía aproximadamente 300 μm desde la superficie, produciéndose un endurecimiento al emplear lubricación MQL y con taladrina, y al taladrar en seco un reblandecimiento del material, tal como refleja la Figura 2.37. Bhowmick y Alphas [116], encontraron resultados similares en la aleación AZ91, en la cual aparecieron procesos de recristalización originados por la elevada temperatura al taladrar en seco, que reducía la microdureza respecto la original, hasta un valor de 40 HV, no ocurriendo al emplear algún sistema de lubricación-refrigeración. Este reblandecimiento se asocia a la formación de adhesiones y consiguiente aumento del par en el taladrado, con la consiguiente disminución de la vida de la herramienta. Sunil *et al.* [120] trataron la distribución de microdurezas en la aleación AZ91, concluyendo que la fase γ ($\text{Mg}_{12}\text{Al}_{17}$) presenta una microdureza alrededor del doble de la medida en fase α de magnesio,

presentando las regiones $\alpha+\gamma$ una dureza cercana a la obtenida en la fase γ , la cual era el resultado de ponderar la dureza de la proporción de las fases presentes.

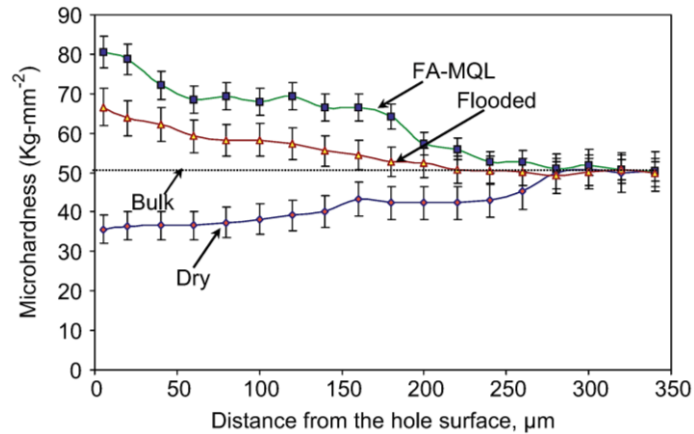


Figura 2.37. Microdureza Vickers a distintas profundidades en operaciones de taladrado empleando distintos tipos de lubricación-refrigeración [22].

Para estimar la deformación cortante, Bhowmich *et al.* [22] partieron del ángulo de deformación sufrido en los límites de grano respecto a la normal a la dirección de taladrado. Encontraron que el mayor valor aparecía en la superficie taladrada, alcanzando un valor considerablemente mayor al taladrar en seco respecto al uso de la lubricación MQL y la inundación con taladrina y disminuyendo estos valores hasta aproximadamente una distancia de 60 μm desde la superficie, tal como muestra la Figura 2.38.

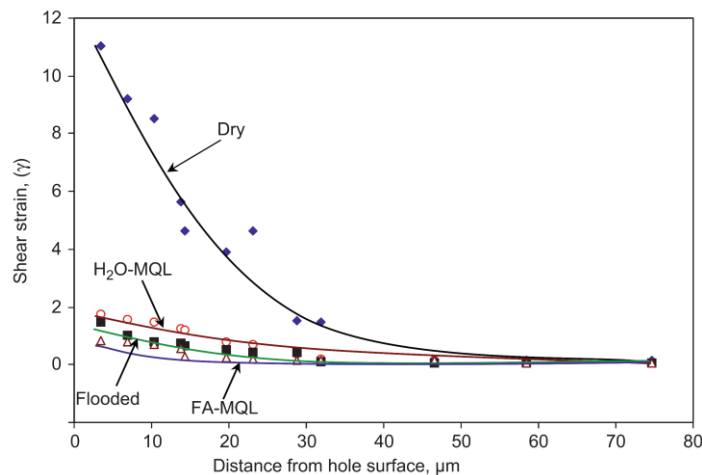


Figura 2.38. Variación de la deformación cortante respecto a la distancia a la superficie taladrada [22].

Kheireddine *et al.* [174] trataron de forma experimental y numérica, mediante FEM (del inglés, *Finite Element Method*), la microdureza superficial obtenida al taladrar la aleación AZ31B, empleando lubricación criogénica y en seco. Como resultado constataron un endurecimiento superficial y subsuperficial respecto al material en bruto, siendo mayor la dureza al utilizar lubricación criogénica, además de aumentar

dicho endurecimiento al emplear menores avances. En un trabajo análogo al anterior, Kheireddine *et al.* [175] obtuvieron conclusiones en la misma línea, abarcando también el análisis de la capa de recristalización dinámica que aparece bajo ciertas condiciones de temperatura y velocidad de deformación, siendo de unas 90 μm al emplear lubricación criogénica y alrededor de 50 μm al taladrar en seco, no habiendo diferencias significativas al emplear distintos avances. Aunque no les fue posible obtener la correlación con valores experimentales, el modelo numérico predijo valores de grano de casi un orden de magnitud menores al emplear lubricación criogénica respecto al mecanizado en seco; obteniendo también mayores valores de microdureza. De manera experimental obtuvieron mayores incrementos de los valores de microdureza al utilizar lubricación criogénica respecto a seco; siendo el diferencial de estos valores de menor magnitud en el modelo numérico.

Para la caracterización topológica de las superficies, además de la rugosidad superficial que ofrece una visión micro geométrica, es interesante emplear otras herramientas que permitan la valoración a una escala más amplia y, así, complementar los resultados obtenidos mediante parámetros de rugosidad; como son la macrografía u otras técnicas que permitan una visión en 3D de las superficies a estudiar. Una alternativa al SEM, para el estudio de la topología y morfología de una superficie, consiste en procesar las imágenes obtenidas de un microscopio óptico mediante la técnica de extensión de profundidad de foco o EDF, que consiste en la adquisición de una secuencia de imágenes con distintos enfoques a intervalos regulares para crear una imagen enfocada con posibilidad de obtener un mapa de elevación de cada punto [176].

Para la aplicación de la técnica de EDF ha sido utilizado el software gratuito NIH ImageJ, que dispone de distintos plugins de procesado y análisis, el cual es ampliamente utilizado en la comunidad académica [176]–[178]. A escala microscópica Horovistiz *et al.* [179] utilizaron esta metodología para el estudio microestructural, valorando el tamaño de grano y las porosidades en materiales sinterizados. Otros campos de aplicación han sido el estudio del desgaste en micro herramientas, la reconstrucción 3D (3 dimensiones) de pequeños objetos o el estudio de la fractura en cerámicas [180]–[182].

Una interesante combinación de métodos basados en imágenes ha sido la realizada por Berzosa *et al.* [124]. Emplearon, por un lado, imágenes de macroscopía óptica, en las cuales se podían distinguir patrones de los movimientos de avance y retroceso de la broca y, por otro lado, el empleo de la micrografía, la cual permitía examinar la topología microscópica de las picaduras o de las adhesiones producidas, empleando la técnica de procesado de imágenes mediante la ampliación de la profundidad de campo. En sus averiguaciones obtuvieron indicios de la relevancia de los fenómenos adhesivos y de los movimientos tanto de avance como de retroceso en el taladrado, sobre la topología de las superficies obtenidas, lo cual se relacionaba directamente con los valores de rugosidad obtenidos.

2.8 Conclusiones.

Las aleaciones de magnesio, debido a su baja densidad, se postulan como una alternativa a otros materiales estructurales, en aplicaciones donde la reducción de la masa sea un factor fundamental, como lo es en los sectores aeronáutico o de automoción. Destacan sus excelentes propiedades mecánicas específicas y su baja densidad, presentando ciertas limitaciones como su baja resistencia a la corrosión y a la oxidación.

En el sector aeronáutico existe la necesidad de realizar un número elevado de agujeros mediante taladrado, en su mayoría en el fuselaje para la realización de uniones mecánicas entre las partes de los componentes, siendo muy estrictos los requerimientos de calidad demandados. Las características, relativas a la integridad superficial de estos componentes, están determinadas por múltiples factores: el material del que se parte; como la composición de la aleación, el proceso de conformado o los tratamientos térmicos sufridos; el proceso de mecanizado empleado, entre los que destacan los parámetros de corte, el empleo de sistemas de lubricación-refrigeración o, la herramienta utilizada; y el tipo procedimiento de unión de las partes del componente.

El procedimiento de conformado primario mediante fundición a presión es el más empleado, el cual obtiene en las aleaciones de magnesio, microestructuras finas que originan buenas propiedades mecánicas y resistencia a la corrosión. El conformado por deformación, si bien produce en general mejor resistencia, tiene el problema de la baja conformabilidad en estas aleaciones, lo que hace que su uso sea minoritario.

La transcendencia del proceso de conformado radica en que determina la microestructura de las aleaciones de magnesio. La aparición de una estructura eutéctica de fase γ y de $Mg_{17}Al_{12}$, se relaciona con la resistencia a la corrosión y las propiedades mecánicas obtenidas. Su presencia, al tener menor temperatura de fusión y de reblandecimiento que las otras fases presentes, afecta de manera notable en la maquinabilidad y, en el proceso de mecanizado, a aspectos como; la generación y desprendimiento de la viruta, propiciando mayor ruptura de las virutas y, en la formación de adhesiones, favoreciendo la aparición de fenómenos como son el BUE y BUL.

Existe una relación directa entre las características superficiales y el rendimiento en servicio de los componentes en características como la fatiga, la corrosión o el desgaste. A partir de la selección de los parámetros de taladrado empleados es posible cumplir los requerimientos de calidad superficial establecidos, fundamentalmente la rugosidad, y a la vez maximizar estas características superficiales deseables de cara a su desempeño, tales como su microestructura, su dureza superficial o la topología de las superficies obtenidas, manteniendo la productividad lo más alta posible.

Para cuantificar la rugosidad se emplea mayoritariamente el Ra , cuya información puede ser ampliada y complementada con otros parámetros como el Rz y el RSm . Además, puesto que el proceso de taladrado y los cambios superficiales sufridos durante

su ejecución son un fenómeno complejo, el empleo de metodologías de caracterización óptica de la topología a distintos aumentos, como la técnica EDF, facilitan tener un conocimiento más profundo de todos los procesos que aparecen, complementando el análisis realizado con parámetros de evaluación del perfil de rugosidad.

Tras la realización del taladro los procesos de unión presentan nuevamente afectaciones sobre la estructura y características de los materiales que han de ser consideradas, habiéndose de estudiar su unión con otro tipo de materiales, básicamente para prevenir la corrosión galvánica, como es el caso de uniones mecánicas con remaches o tornillos. Para el caso de la soldadura, es crucial la velocidad de enfriamiento que determina la presencia y distribución de eutéctico que propicia el riesgo de agrietamiento en caliente.

Durante el mecanizado de las aleaciones de magnesio aparecen dos riesgos principales relativos a la seguridad. Por un lado, el de ignición de las virutas de magnesio, cuando se supera la temperatura de 450°C, que aparece, esencialmente, cuando las virutas están formando pequeñas partículas, dependiendo estos factores esencialmente de los parámetros de corte empleados. Por otro lado, la posible formación de hidrógeno, al reaccionar el magnesio con el agua, lo cual va a requerir un estudio detallado del sistema de lubricación-refrigeración empleado.

Capítulo 3. METODOLOGÍA

3.1 Introducción.

Tal como se ha reflejado en el capítulo anterior, las operaciones de taladrado, particularmente para las aleaciones de magnesio, son procesos complejos en los que los resultados obtenidos varían en gran medida en función de las variables que afectan al proceso; tales como las condiciones de corte, el tipo y material de la herramienta utilizada, el sistema de lubricación-refrigeración o la composición y las propiedades de la aleación empleada. Como consecuencia, las características superficiales de los componentes mecanizados puede que no lleguen a alcanzar los estándares y requisitos asociados al sector aeronáutico, todavía más si se considera las tareas de mantenimiento y/o reparación en las que se enmarca la presente Tesis, las cuales se ejecutan en talleres, en los que en determinadas ocasiones hay una falta de conocimiento o experiencia suficiente con estas aleaciones, ya que su uso es más infrecuente si se comparan por ejemplo con las de aluminio.

Dentro de los parámetros empleados para evaluar la integridad superficial obtenida, destaca, por su importancia, la rugosidad superficial. Concretamente, para su evaluación se emplea el parámetro Ra mayoritariamente. Sin embargo, este factor puede no ser suficiente para realizar una caracterización de la topología superficial obtenida en el mecanizado, sobre todo si se piensa en la vida en servicio de un determinado componente y la función que va a desempeñar. Por ello, se hace necesario ampliar el estudio con otros parámetros, como pueden ser el Rz y el RSm , que complementan al Ra y, en conjunto, permiten obtener, de una manera más precisa, la influencia de las variables del proceso sobre la calidad superficial. De la misma manera, que el análisis micro geométrico que supone la rugosidad, el análisis macro geométrico va a añadir información en otra escala para complementar el estudio, para lo cual se va a emplear imágenes ópticas procesadas para permitir la ampliación de la profundidad de campo, obteniendo reconstrucciones en tres dimensiones a partir de una serie de imágenes en dos dimensiones.

Otra variable clave en las características superficiales es el perfil de microdureza obtenido durante el proceso de mecanizado, el cual, en función de las variables del proceso de taladrado, produce efectos contrarios; reblandecimiento si predomina el efecto térmico, o endurecimiento si lo hace el puramente mecánico, y con ello determinando características importantes para el desempeño en servicio de la pieza.

Más allá de estas consideraciones, la aparición de rebabas en las operaciones de taladrado, que en mayor o menor medida siempre están presentes, puede determinar la necesidad de un mecanizado posterior para su eliminación. Esto lleva asociado un tiempo y un coste adicionales; por lo que su estudio es necesario de cara a la ejecución de las operaciones de retaladrado de una manera eficaz, cumpliendo con los requisitos impuestos dentro del sector, y sostenible.

Por ello, se planificó un ensayo básico que, a partir del Estado del Arte y la experiencia en taladrado de aleaciones de magnesio, abordara el estudio de las

operaciones de retaladrado de modo que, a partir del análisis de los datos obtenidos, se pudiera profundizar en el conocimiento de aquellos aspectos esenciales y de aplicación práctica en una posterior fase experimental.

En este capítulo se va a exponer la metodología seguida en el diseño experimental, desde su planificación y organización, el establecimiento de las variables de estudio, los factores y sus niveles, el diseño del experimento y la metodología a seguir en su ejecución. Asimismo, se va a presentar el protocolo a observar en el proceso de medición de las variables de respuesta, incluyendo los equipos y herramientas necesarios para llevar a cabo el proceso. Con ello, se está en condiciones de pasar a analizar los datos del experimento mediante herramientas estadísticas, empleando la técnica del análisis de la varianza y las pruebas para la verificación de la bondad del análisis, así como del modelo de regresión obtenido que represente el comportamiento de la variable de estudio.

3.2 Diseño experimental.

La elaboración de un trabajo de investigación experimental, como es el caso de la presente Tesis, precisa de un conocimiento profundo del tema objeto de estudio y de las herramientas e instrumentación necesarias para su ejecución; lo cual ha sido efectuado en el Estado del Arte revisado en el capítulo 2. Adicionalmente, es necesaria una minuciosa planificación de las etapas involucradas, tanto en la preparación del experimento como en la realización del mismo, de cara a su posterior análisis, para lo cual se han de contemplar una serie de etapas, coincidiendo en lo básico distintos autores, siguiendo las recomendadas por Gutiérrez y de la Vara [183], a saber:

- Comprensión y delimitación del problema del estudio.
- Elección de las variables de respuesta.
- Establecimiento de los factores de investigación.
- Selección de los niveles de cada factor y el diseño experimental.
- Organización del trabajo experimental.
- Realización del experimento.

Se recomienda el desarrollo de la fase experimental en forma secuencial y paulatina en lugar de hacerlo en un único experimento. De esta manera, los resultados encontrados en las primeras fases permiten un mejor conocimiento y planificación de las siguientes; pudiendo responder a los interrogantes planteados inicialmente y los que vayan surgiendo en el desarrollo de la investigación más adecuadamente [183]. Por ello, se van a desarrollar estas etapas para las dos fases de realización de la investigación, la cual, en un primer lugar, se hizo una aproximación empírica al problema abordado, consistente en el estudio de la influencia sobre la calidad superficial de los principales

parámetros de mecanizado, en operaciones de retaladrado de la aleación de magnesio AZ91D-F y, una segunda fase, que consistió en la optimización de las características de las herramientas utilizadas y los parámetros operativos sobre la integridad superficial obtenida en estas mismas operaciones.

Se considera importante señalar que el ámbito de aplicación del presente trabajo, son las tareas de mantenimiento y/o reparación de componentes del sector aeronáutico. Concretamente, se pretenden realizar taladros a un diámetro ligeramente superior al del agujero previo de forma eficiente, segura y medioambientalmente sostenible; manteniendo los valores de rugosidad superficial, Ra , entre 0,8 y 1,6 μm propios del sector industrial mencionado [173].

3.2.1 Primera fase experimental

Esta fase inicial de la investigación ha tenido por objetivo, por un lado, determinar si es factible la realización de operaciones de retaladrado en una aleación AZ91D-F cumpliendo los requisitos de calidad establecidos y, por otro, estudiar la influencia de los principales parámetros del proceso sobre la calidad superficial obtenida a lo largo de la superficie mecanizada; considerando, entre estos parámetros, el tipo de herramienta empleada.

Con el propósito de realizar el mecanizado de una forma medioambientalmente sostenible, se optó por la realización de estas operaciones en seco: de esta manera, se evitaba el peligro de formación de atmósferas de H_2 y, al mismo tiempo, se simplificaba el diseño experimental y los resultados obtenidos; habida cuenta de las diversas influencias del tipo de lubricación-refrigeración sobre la rugosidad en aleaciones de magnesio, tal como se presentó en el Estado del Arte. Además, en tareas que no son de alta producción, como es el caso, es muy común la realización de estas sin utilización de lubricación; sobre todo al mecanizar materiales de alta maquinabilidad como puedan ser las aleaciones de aluminio o las de magnesio.

Se pretende afrontar la influencia de los factores sobre la calidad superficial obtenida, la cual es la variable de respuesta que interesa. De los trabajos previos que han abordado la calidad superficial en operaciones de taladrado de aleaciones de magnesio, la mayoría ha empleado el Ra como parámetro para su evaluación [22], [115], [116], [119], [121]–[124]. Este parámetro es esencial en los procesos productivos y un requerimiento técnico fundamental en los requisitos de calidad; teniendo relación directa, además de con la topología, con otras características funcionales de los componentes como: el rozamiento, el desgaste, la tribología, la estanqueidad o la resistencia a la corrosión, que tantos problemas conlleva en el uso de las aleaciones de magnesio.

El parámetro Ra , según la norma ISO 4287, se define como: “media aritmética de los valores absolutos de las ordenadas $Z(x)$ comprendidas en una longitud de muestreo”.

Su fórmula de cálculo es la expresada en la Ecuación 3.1, en donde $Z(x)$ es la altura del perfil evaluado en una determinada posición x [157], [184].

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (3.1)$$

Es esencial indicar que el perfil primario obtenido por los rugosímetros no es exactamente el perfil real que se evalúa, debido a que este está suavizado por la geometría del propio palpado y la sensibilidad del instrumento. El perfil de rugosidad se obtiene a partir del perfil primario mediante la aplicación del filtro del perfil λc , el cual elimina las ondulaciones del perfil primario al separar las componentes de rugosidad y las de ondulación. La longitud de onda de este filtro tiene el valor de la longitud de muestreo lr , estando este valor determinado por el margen de los valores de Ra en el que se encuentren las mediciones a realizar, según recoge la ISO 4288 [185], [186], los cuales vienen indicados en la Tabla 3.1. La metodología establecida en la citada norma establece que, primeramente, se estimaría el valor del Ra y, con este valor, se establecería la longitud de muestreo; realizando nuevamente la medición del Ra con este valor.

Tabla 3.1. Longitudes básicas de muestreo para la medición del Ra [185].

Ra (μm)	Longitud de muestreo, lr (mm)	Longitud de evaluación, ln (mm)
$0,006 < Ra \leq 0,02$	0,08	0,4
$0,02 < Ra \leq 0,1$	0,25	1,25
$0,1 < Ra \leq 2$	0,8	4
$2 < Ra \leq 10$	2,5	12,5
$10 < Ra \leq 80$	8	40

Una vez se ha fijado el objeto del estudio, esto es, la rugosidad superficial evaluada mediante el Ra , se han de establecer los factores que, a priori, tienen mayor influencia en el proceso. Para ello, se ha de tener presente el conocimiento actualizado en operaciones de taladrado sólido de la aleación AZ91D-F o similares; ya que, a fecha de inicio de la investigación, no había estudios que abordasen específicamente la operación de retaladrado. En vista del Estado del Arte de la cuestión, se tiene que pueden establecerse dos grupos de variables con influencia sobre la calidad superficial: por un lado, los parámetros de corte empleados y, por otro lado, los parámetros del proceso incluyendo la herramienta empleada.

El primer parámetro de corte que cabría esperar que tuviese una influencia principal sobre el Ra sería el avance. Así, se ha puesto de manifiesto en numerosos trabajos que han estudiado su influencia en el margen de 0,1 a 0,7 mm/rev. La velocidad de corte sería el segundo factor a tener en cuenta; estando su valor en la mayoría de los estudios alrededor de 50 m/min [22], [53], [115], [116], [121], [122]. Además, estos

valores estarían en el orden de magnitud de los recomendados por los principales fabricantes de las herramientas.

En lo relativo a las brocas empleadas, ha quedado de manifiesto la repercusión en la calidad superficial de características tales como el material, el tipo de recubrimiento o el ángulo de punta [115], [116], [121], [122], [126]. Para poder tratar estos aspectos, en una aproximación inicial, y no aumentar de una forma considerable el número de ensayos individuales, se establece como factor el tipo de herramienta, en el que varía una o más de las características de las brocas antes mencionadas para su estudio.

Considerando el entorno en que se ha enmarcado este trabajo, en operaciones de mantenimiento y/o reparación, la operación de retaladrado ha de realizarse sobre un taladro previo; eliminando una porción mínima de material, lo que determina la profundidad de pasada. Al mismo tiempo, aprovechando la posibilidad de realizar taladrados sucesivos de mayor tamaño, se va a considerar el diámetro de la herramienta como otro de los factores a considerar.

Un aspecto clave del proceso de taladrado y que muestra la complejidad de su estudio, es que el proceso es variable en cuanto a las condiciones según progresa su ejecución; conforme la broca avanza va aumentando la temperatura, se dificulta la eliminación de la viruta y del calor generado y, también, el proceso de lubricación-refrigeración, entre otros aspectos. Por ello, es lógico pensar que la calidad superficial se puede ver afectada por estos cambios y, por este motivo, variar según se avanza en la realización del taladrado, tal como ha sido ya abordado por varios autores [22], [115]. Por ello, se va a considerar como variable la distancia, desde la superficie de inicio del taladro a la zona de medición, como otro de los factores a estudiar en cuanto a su influencia en el Ra .

Para determinar los niveles de cada uno de los factores considerados es necesario mantener el equilibrio entre el tiempo y el coste del ensayo con la precisión requerida. En el inicio de las investigaciones es recomendable el empleo de dos niveles de cara a minimizar el número de experimentos, sobre todo cuando se planifica secuencialmente; lo que va a permitir desechar en etapas posteriores determinados factores que no afecten a la variable de respuesta [187]. En los factores que presumiblemente tengan gran transcendencia, el fijar tres niveles va a posibilitar detectar efectos no lineales [188]. Por ello, se fijará en tres el número de niveles a ensayar para el avance, y poder, así detectar máximos y mínimos que pudieran aparecer en el margen de los valores ensayados.

El diseño experimental establecido ha sido un diseño factorial completo, formado por tres factores (la velocidad de corte, el tipo de herramienta y el diámetro de la herramienta) ensayados a dos niveles; un factor (el avance) con tres niveles y, un factor bloque (la profundidad de medición desde el comienzo del taladro) a dos niveles, tal como refleja la Tabla 3.2. Para contar con grados de libertad para la evaluación del error, se ha considerado una réplica; lo que supone la realización de 96 experimentos, tal como se pone de manifiesto en el diseño experimental que recoge la Tabla 3.3.

Tabla 3.2. Factores y niveles primera etapa experimental (Table 3.2. Factors and levels first phase).

Factores	Niveles
Velocidad de corte, <i>S</i>	S1, S2
Avance, <i>f</i>	f1, f2, f3
Tipo de herramienta, <i>T</i>	T1, T2
Diámetro, <i>D</i>	D1, D2
Profundidad de medida, <i>MD</i>	MD1, MD2

Tabla 3.3. Diseño factorial primera fase experimental (Table 3.3. Factorial design first experimental phase).

Nº ensayo	Replica	Avance, <i>f</i>	Velocidad de corte, <i>S</i>	Herramienta, <i>T</i>	Diámetro, <i>D</i>	Profundidad de medida, <i>MD</i>	N.º ensayo	Réplica	Avance, <i>f</i>	Velocidad de corte, <i>S</i>	Herramienta, <i>T</i>	Diámetro, <i>D</i>	Profundidad de medida, <i>MD</i>
1	1	1	1	1	1	1	49	2	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	2	50	2	1	1	1	1	2
3	1	1	1	1	2	1	51	2	1	1	1	2	1
4	1	1	1	1	2	2	52	2	1	1	1	2	2
5	1	1	1	2	1	1	53	2	1	1	2	1	1
6	1	1	1	2	1	2	54	2	1	1	2	1	2
7	1	1	1	2	2	1	55	2	1	1	2	2	1
8	1	1	1	2	2	2	56	2	1	1	2	2	2
9	1	1	2	1	1	1	57	2	1	2	1	1	1
10	1	1	2	1	1	2	58	2	1	2	1	1	2
11	1	1	2	1	2	1	59	2	1	2	1	2	1
12	1	1	2	1	2	2	60	2	1	2	1	2	2
13	1	1	2	2	1	1	61	2	1	2	2	1	1
14	1	1	2	2	1	2	62	2	1	2	2	1	2
15	1	1	2	2	2	1	63	2	1	2	2	2	1
16	1	1	2	2	2	2	64	2	1	2	2	2	2
17	1	2	1	1	1	1	65	2	2	1	1	1	1
18	1	2	1	1	1	2	66	2	2	1	1	1	2
19	1	2	1	1	2	1	67	2	2	1	1	2	1
20	1	2	1	1	2	2	68	2	2	1	1	2	2
21	1	2	1	2	1	1	69	2	2	1	2	1	1
22	1	2	1	2	1	2	70	2	2	1	2	1	2
23	1	2	1	2	2	1	71	2	2	1	2	2	1
24	1	2	1	2	2	2	72	2	2	1	2	2	2
25	1	2	2	1	1	1	73	2	2	2	1	1	1
26	1	2	2	1	1	2	74	2	2	2	1	1	2
27	1	2	2	1	2	1	75	2	2	2	1	2	1
28	1	2	2	1	2	2	76	2	2	2	1	2	2
29	1	2	2	2	1	1	77	2	2	2	2	1	1
30	1	2	2	2	1	2	78	2	2	2	2	1	2
31	1	2	2	2	2	1	79	2	2	2	2	2	1
32	1	2	2	2	2	2	80	2	2	2	2	2	2
33	1	3	1	1	1	1	81	2	3	1	1	1	1
34	1	3	1	1	1	2	82	2	3	1	1	1	2
35	1	3	1	1	2	1	83	2	3	1	1	2	1
36	1	3	1	1	2	2	84	2	3	1	1	2	2
37	1	3	1	2	1	1	85	2	3	1	2	1	1
38	1	3	1	2	1	2	86	2	3	1	2	1	2
39	1	3	1	2	2	1	87	2	3	1	2	2	1
40	1	3	1	2	2	2	88	2	3	1	2	2	2
41	1	3	2	1	1	1	89	2	3	2	1	1	1
42	1	3	2	1	1	2	90	2	3	2	1	1	2
43	1	3	2	1	2	1	91	2	3	2	1	2	1
44	1	3	2	1	2	2	92	2	3	2	1	2	2
45	1	3	2	2	1	1	93	2	3	2	2	1	1
46	1	3	2	2	1	2	94	2	3	2	2	1	2
47	1	3	2	2	2	1	95	2	3	2	2	2	1
48	1	3	2	2	2	2	96	2	3	2	2	2	2

Con el diseño del experimento planteado se cumpliría el principio básico de repetición, al realizar una réplica del experimento. Al mismo tiempo, se organizarán los ensayos en orden aleatorio, de tal manera que se cumpla el principio de aleatorización. El último principio, el de bloqueo, se garantizará manteniendo constante una metodología en la parte experimental de tal manera que se controlen los factores no considerados que pudieran afectar a la variable de respuesta [183].

3.2.2 Segunda fase experimental

La segunda fase experimental se planteó a partir de los datos obtenidos en la primera fase y de su análisis. Se estableció como objetivo investigar la influencia sobre la integridad superficial de las superficies obtenidas, en operaciones de retaladrado sobre la aleación AZ91D-F, empleando brocas afiladas con distintos ángulos de punta y recubrimientos; así como de los siguientes parámetros del proceso: el avance, el sistema de lubricación-refrigeración y la profundidad desde el inicio del agujero.

En esta etapa de la investigación se trata, además de las cuestiones inicialmente planteadas en la Tesis, aquellas otras que han surgido en el desarrollo de la primera parte del experimento. Los resultados han puesto de manifiesto la complejidad del proceso de retaladrado en cuanto a su influencia en la rugosidad obtenida en las superficies mecanizadas, así como del influjo, sobre esta, de determinados factores no considerados en principio. Se tiene la intención de extender el estudio de la rugosidad más allá; empleando nuevos parámetros e investigando un mayor número de variables que permitan caracterizar, con mayor profundidad, la integridad superficial de los agujeros mecanizados. Adicionalmente, se incluyen nuevos factores que, presumiblemente, tendrían considerable influencia sobre las variables de respuesta.

Si bien es cierto que el Ra es un potente y muy utilizado parámetro para la cuantificación de la rugosidad, que tiene la ventaja de ser fácil de medir y proporciona información sobre la amplitud del perfil de rugosidad, hay que considerar, por otro lado, que tiene ciertos inconvenientes, como: la falta de significado físico, el no hacer distinción entre picos y valles del perfil, y no ofrecer información sobre la longitud de las rugosidades [158]. Por ello, se va a complementar la información que proporciona con la aportación de otros parámetros para la evaluación de la topología superficial obtenida. De esta forma, se van a contemplar como variables de respuesta para evaluar la rugosidad, además del Ra , otros dos parámetros, el Rz y el RSm .

El Rz , es un parámetro que, a día de hoy, se emplea en instrumentos con algunos años de antigüedad establecido en normas antiguas, que es definido como; “el valor medio de la altura de los cinco picos más altos, Zp , y la profundidad de los cinco valles más profundos, Zv , comprendidos en una longitud de muestreo”, cuyo cálculo se realiza según la Ecuación 3.2, [189], [190].

$$Rz = \frac{1}{5} \left[\sum_{i=1}^5 Zp_i + \sum_{i=1}^5 Zv_i \right] \quad (3.2)$$

El otro parámetro es el RSm , cuyo significado es establecido como; “valor medio de las anchuras de los elementos del perfil, Xs , comprendidas en una longitud de muestreo”, y cuyo cálculo se realiza mediante la Ecuación 3.3, en donde Xs son las anchuras de los elementos de perfil a la altura de la línea media del perfil de rugosidad [157].

$$RSm = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Xs_i \quad (3.3)$$

De la misma manera, se van a considerar variables de respuesta que denoten variaciones a mayor escala que, debido precisamente al filtrado de las ondulaciones que produce el perfil de rugosidad que emplean estos parámetros, no quedan reflejados. En concreto, la microscopía óptica y las imágenes en 3D obtenidas mediante la técnica EDF de extensión de la profundidad de campo.

Para la obtención de imágenes de microscopía se ha de emplear un microscopio óptico provisto de cámara digital que permita la obtención de imágenes digitales. Este debe tener la capacidad de establecer distintos aumentos. Por un lado, en torno a 10 aumentos para tener la posibilidad de distinguir las alteraciones macro geométricas de las superficies obtenidas y, así, complementar la valoración topológica obtenida mediante los parámetros de rugosidad, con otros datos que abarquen mayores escalas. Por otro lado, alrededor de 200 aumentos, de cara a obtener distintas imágenes de detalles de la superficie para el posterior procesado de estas empleando la técnica de EDF y, así, posibilitar la obtención de imágenes en 3D para poner de manifiesto la forma y magnitud de la altura respecto a la superficie de las alteraciones que interese examinar.

Más allá de esto, se ha planteado una más ambiciosa caracterización de la calidad superficial obtenida; ampliando, lo que era meramente la rugosidad, con nuevas variables de respuesta que permitan caracterizar el concepto de integridad superficial. Se busca que se relacionen con mayor potencia los factores considerados y las variables de respuesta con el rendimiento y la vida en servicio de los componentes; considerando las alteraciones de microdureza obtenidas en las superficies mecanizadas. Para ello, se seccionarán ciertos agujeros para la medición de la microdureza Vickers a distancias crecientes desde la superficie taladrada en la dirección radial; de tal manera que permita obtener una curva de variación de microdureza conforme se aleja de la superficie del agujero. Para la elaboración de la muestra se preparará una probeta mediante desbaste y pulido con el empleo de lubricación-refrigeración, de tal manera que no se produzcan alteraciones termo-mecánicas en la superficie a ensayar, realizando una limpieza posterior del espécimen.

Asimismo, se va a analizar el tamaño de las rebabas producidas en el retaladrado, debido a la considerable influencia que tienen en aspectos como el montaje de los componentes o, incluso, la estética que, en numerosas ocasiones si no se mantienen bajo control, pueden hacer necesarios ulteriores operaciones de mecanizado para su eliminación. Para su cuantificación, se han empleado tradicionalmente dos grupos de métodos. El primero, mediante el empleo de microscopios ópticos y, el segundo, mediante contacto; empleando máquinas de medición por coordenadas o instrumentos de medición de alturas [191]–[194]. Se va a emplear para la medición de la altura de la rebaba producida un reloj comparador de palanca con un dispositivo especial que permita su evaluación.

Con todo, las variables a investigar en la segunda fase experimental quedan establecidas en los parámetros de rugosidad Ra , Rz y RSm , y la altura de las rebabas. Adicionalmente, se complementarán estos datos mediante la obtención de imágenes de microscopía ópticas, imágenes 3D mediante procesado EDF y la realización de mediciones de microdureza Vickers en los agujeros seleccionados.

Respecto a los factores a considerar, de la primera parte del ensayo se ha puesto de manifiesto la relevancia del tipo de herramienta y, en concreto, la relevancia del ángulo de punta [119], [122], [126]. Por ello, se plantea la optimización de este factor, sin perder de vista la aplicación práctica que intencionadamente conlleva esta Tesis en cuanto a las operaciones de mantenimiento y/o reparación de piezas del sector aeronáutico se refiere. En consecuencia, se van a estudiar las brocas como son empleadas usualmente, es decir, reafiladas; ya que, para el caso de las brocas, es normal su afilado sucesivo. Esto permite una mayor vida de la herramienta pues, al reafilarlas, se logra regenerar su filo hasta un estado similar al nuevo. Adicionalmente, estas afiladoras facilitan el afilado con distintos ángulos de punta; lo que posibilita adaptar los filos al material específico que se va a taladrar.

En este sentido, se va a considerar como factor el ángulo de punta de la broca, γ . Así, en cada operación de retaladrado, el filo será regenerado nuevamente antes de su uso. Para ello, se ha de emplear una máquina afiladora que permita la selección del ángulo de afilado; oscilando los valores usuales recomendados por los fabricantes entre 118° y 140° .

Otro aspecto que es posible considerar alrededor de las características de las herramientas y que ha mostrado efecto sobre la calidad superficial, es el tipo de recubrimiento empleado en las brocas [99], [104], [105], [115], [116], [167]. De este modo, se añade el factor tipo de recubrimiento empleado, C , para determinar si la utilización, o no, de recubrimientos tiene alguna influencia en las variables de respuestas.

Por otro lado, tras una primera aproximación al problema, se va a incorporar el tipo de lubricación-refrigeración, L , como otro factor que, según diversos trabajos previos, tiene influencia sobre las características de las superficies mecanizadas. Teniendo en cuenta la gran concienciación de las últimas décadas por los aspectos

medioambientales, se han seleccionado, concretamente, el mecanizado en seco y el sistema de mínima cantidad de lubricante o MQL.

El estudio del sistema de lubricación-refrigeración ha de llevarse a cabo comparándolo con el mecanizado en seco. Para ello se va a utilizar un sistema de lubricación MQL, el cual permita su adaptación a los centros de mecanizado por CNC usuales y que, para su uso, solo necesite de suministro de aire a presión. Además, ha de disponer de boquilla orientable para proyectar el aceite directamente en la zona de mecanizado, y regulador de caudal, que permita controlar el flujo de lubricante y mantenerlo constante durante la operación. Para determinar el caudal másico suministrado por el sistema, ha de realizarse empíricamente la medición de la cantidad en masa de lubricante, antes y después de su uso durante un periodo de tiempo; manteniendo constantes los parámetros de operativos. Esto es, presión de suministro de aire y regulación del caudal.

A estos nuevos factores añadidos en esta etapa experimental, se van a mantener el avance, f , como el principal de los factores entre los parámetros de corte, además de la distancia de la medición de la rugosidad desde la superficie superior de la probeta, MD .

En relación con la economía de ensayos necesaria, se van a fijar en dos los niveles de los factores del experimento; excepto para el caso de los ángulos de punta que se van a establecer en tres niveles. Esto va a permitir detectar máximos o mínimos dentro del margen a considerar y profundizar en el estudio de optimización de las herramientas.

Teniendo en cuenta lo anterior, el diseño experimental establecido consiste en un diseño factorial completo, formado por tres factores a dos niveles (el avance, el tipo de recubrimiento y el sistema de lubricación-refrigeración) y un factor con tres niveles (el ángulo de punta); además de considerar un bloque, constituido por la profundidad desde la superficie de inicio del taladro a la que se realizan las mediciones de rugosidad que tiene dos niveles, como puede observarse en la Tabla 3.4. Por ello, el diseño experimental está formado por 48 experimentos, tal como queda reflejado en la Tabla 3.5.

Tabla 3.4. Factores y niveles segunda etapa experimental (Table 3.5. Factors and levels second experimental phase).

Factores	Niveles
Ángulo de punta, γ	$\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$
Avance, f	f_1, f_2
Tipo de recubrimiento, C	C_1, C_2
Sistema de lubricación, L	L_1, L_2
Profundidad de medida, MD	MD_1, MD_2

Tabla 3.5. Diseño factorial de la segunda fase experimental (Table 3.5. Factorial design of the second experimental phase).

N.º ensayo	Ángulo de punta, γ	Avance, f	Tipo de recubrimiento, C	Sistema de lubricación, L	Profundidad de medida, MD
1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2
3	1	1	1	2	1
4	1	1	1	2	2
5	1	1	2	1	1
6	1	1	2	1	2
7	1	1	2	2	1
8	1	1	2	2	2
9	1	2	1	1	1
10	1	2	1	1	2
11	1	2	1	2	1
12	1	2	1	2	2
13	1	2	2	1	1
14	1	2	2	1	2
15	1	2	2	2	1
16	1	2	2	2	2
17	2	1	1	1	1
18	2	1	1	1	2
19	2	1	1	2	1
20	2	1	1	2	2
21	2	1	2	1	1
22	2	1	2	1	2
23	2	1	2	2	1
24	2	1	2	2	2
25	2	2	1	1	1
26	2	2	1	1	2
27	2	2	1	2	1
28	2	2	1	2	2
29	2	2	2	1	1
30	2	2	2	1	2
31	2	2	2	2	1
32	2	2	2	2	2
33	3	1	1	1	1
34	3	1	1	1	2
35	3	1	1	2	1
36	3	1	1	2	2
37	3	1	2	1	1
38	3	1	2	1	2
39	3	1	2	2	1
40	3	1	2	2	2
41	3	2	1	1	1
42	3	2	1	1	2
43	3	2	1	2	1
44	3	2	1	2	2
45	3	2	2	1	1
46	3	2	2	1	2
47	3	2	2	2	1
48	3	2	2	2	2

3.2.3 Organización y ejecución del experimento.

Es primordial establecer una correcta organización del experimento e implementar un protocolo de ejecución que permita realizar todas las fases de su desarrollo para poder mantener, en la medida de lo posible, las variables aleatorias o ruido del experimento bajo control y que su posible influencia sobre el resultado permanezca constante.

La aleación objeto del estudio, AZ91D-F de acuerdo con la designación según la ASTM B296-03 [35], indica que su estado es tal y como se fundió. Por ello, se ha de mecanizar la probeta en forma de paralelepípedo, mediante fresado, empleando bajas velocidades y profundidades de corte; con el objetivo de no elevar en exceso la temperatura y con el propósito de no producir alteraciones en su estructura. La superficie principal o superior es aquella sobre la cual se mecanizarán los agujeros, siendo crucial la perpendicularidad entre esta superficie y la broca, por lo que se ha de garantizar la perpendicularidad entre las caras de la probeta, al emplear como medio de sujeción mordazas y, así, permitir el correcto posicionamiento de la superficie a taladrar.

Es necesaria la identificación de todos los elementos para evitar posibles confusiones, empleando, para ello, un marcador permanente. Así, los taladros realizados se designarán con el número que le corresponda al ensayo de retaladrado y cada una de las herramientas empleadas se ha de nombrar, aunque sea obvio, utilizando la designación empleada en el experimento; quedando tras su uso almacenadas individual y perfectamente identificadas. De la misma forma, la probeta ha de referenciarse, empleando, para ello, una marca que indique el origen empleado.

Al tener la planificación del experimento realizada con anterioridad, se ha de emplear un protocolo en el que estén recogidos todos los datos para la realización de cada ensayo y el orden, previamente aleatorizado, en el que se llevarán a cabo los mismos.

Previamente a la realización de los ensayos, es necesario comprobar que se dispone de todas las herramientas, equipos e instrumentos para la realización de los ensayos y que estos se encuentran limpios y funcionan correctamente. Tras esto se ha de colocar la probeta en la mesa de la máquina, para lo que se empleará una mordaza de tipo hidráulico; comprobando, con un reloj comparador, el paralelismo de la cara superior respecto al plano de la mesa y de las caras laterales con los ejes X e Y del centro de mecanizado. Tras estas labores, se pasará a tomar las referencias de la probeta, empleando palpadores adecuados. Para la colocación de las brocas en la máquina, se emplearán las pinzas correspondientes al diámetro de la herramienta; lo que garantiza la correcta alineación de los ejes de las brocas y del porta-pinzas.

Con el objetivo de poder recoger las pequeñas virutas formadas en el retaladrado, los alrededores de la probeta se cubrirán con papel, recogiendo las muestras de las virutas y tomando un registro gráfico mediante una cámara digital de alta definición.

Tras lo cual, se procederá a la limpieza de la probeta y los alrededores mediante aire a presión y un pequeño cepillo, marcando el taladro realizado.

La metodología que seguir en la realización de los ensayos individuales es la siguiente:

1. Colocar la broca en el portaherramientas, realizando una aproximación lenta para establecer el cero de la herramienta en el eje Z.
2. Introducir las coordenadas fijadas para cada agujero en la programación de la máquina.
3. Establecer los parámetros de mecanizado y operativos de acuerdo con la planificación previa.
4. Posicionar y regular el caudal de lubricación-refrigeración de acuerdo con el taladro a realizar, esto es aplicable a la segunda fase experimental.
5. Activar la ejecución del programa de taladrado, teniendo como punto inicial y final una distancia de 20 mm sobre la superficie de la probeta.
6. Realizar la parada de los motores del centro de mecanizado y del sistema de lubricación-refrigeración. Tomar registros gráficos de la zona de trabajo, pieza y herramienta.
7. Recolectar las muestras de viruta, realizar el marcado de cada agujero mecanizado, retirar la broca correctamente designada y almacenarla y, por último, realizar la limpieza de la probeta y los alrededores; comenzando nuevamente el ciclo para cada uno de los ensayos individuales.

Tras la finalización de todos los ensayos individuales, se está en condiciones de pasar a la fase de medición de las variables de respuesta establecidas en cada fase experimental. Para lo cual, se ha de seguir una metodología previamente establecida y que pasa a detallarse en el siguiente apartado.

3.3 Procedimiento de medición de variables.

Tras la realización de las operaciones de mecanizado correspondientes a cada ensayo experimental, se ha de proceder a la medición de las variables de respuesta que se pretende estudiar. Para ello, igualmente hay que tener una planificación previa que organice y desarrolle las mediciones siguiendo una metodología establecida, así como de unos medios y condiciones adecuadas de realización.

Para el registro de los datos obtenidos se dispondrá de un protocolo y, un documento que ha de incluir el número de ensayos individuales, los parámetros del proceso y columnas vacías para la anotación de las mediciones obtenidas de cada una de las variables de respuesta. Además, el orden de realización de estas mediciones habrá sido aleatorizado previamente.

Todas las mediciones se han de realizar en el laboratorio de metrología, a similar temperatura, debiendo estar la probeta en la estancia al menos veinticuatro horas antes de su realización. Además, se dispondrá de un equipo informático para el almacenamiento de los registros digitales de las mediciones. Esto es, las imágenes digitales provenientes de las micrografías ópticas y los archivos de registro de los parámetros de rugosidad.

Previo a la ejecución de las mediciones, se comprobará el buen funcionamiento de los equipos y, para el caso del rugosímetro, se realizará la puesta a cero con un patrón de rugosidad cuyo valor esté en el orden de magnitud de las medidas que presumiblemente van a obtenerse. De igual manera, se realizará la limpieza de la probeta haciendo hincapié en la superficie interna de los taladros y de los útiles y herramientas a emplear con etanol, empleándose aire a presión en caso necesario.

3.3.1 Medición de parámetros de rugosidad.

Para la medición de los parámetros de rugosidad, se utilizará un rugosímetro de palpador, que calcula automáticamente los valores de Ra , Rz y RSm y permite la exportación del perfil de rugosidad obtenido y los parámetros cuantificados. El palpador empleado en este caso ha de ser de pequeño diámetro, de modo que permita hacer las mediciones en el interior de los taladros mecanizados.

Es necesario, también, disponer de una mesa de planitud, calzos y reglas para el correcto posicionamiento y alineación de la probeta respecto al rugosímetro. Adicionalmente, se dispondrá de un útil de sujeción y posicionamiento del palpador del rugosímetro, con el fin de colocarlo paralelo a la dirección axial de los taladros y posibilitar la variación de la altura respecto a la mesa de planitud, con el fin de realizar la medición de la rugosidad en la dirección de la generatriz del cilindro que forma la superficie taladrada.

La medición de los parámetros de rugosidad se va a realizar en cuatro puntos angularmente separados 90° . Para lo cual, se colocará la probeta apoyada en cada una de sus caras laterales, rotándose en cada medición. Para la alineación de las direcciones de medición del rugosímetro y del eje del taladro se emplearán reglas sobre las que se orientarán, en la misma dirección, la probeta y el útil del palpador. En cada una de las mediciones se exportará el informe de medición realizado por el software del rugosímetro. El archivo se identificará con el número del taladro, la posición angular y la profundidad de la medición realizada; de tal manera que sea fácilmente identificable y no origine dudas de su correspondencia. Dicho informe, además de los parámetros de medición calculados, contiene el perfil primario y el de rugosidad obtenidos, tal como se recoge la Figura 3.1.

Inspection certificate

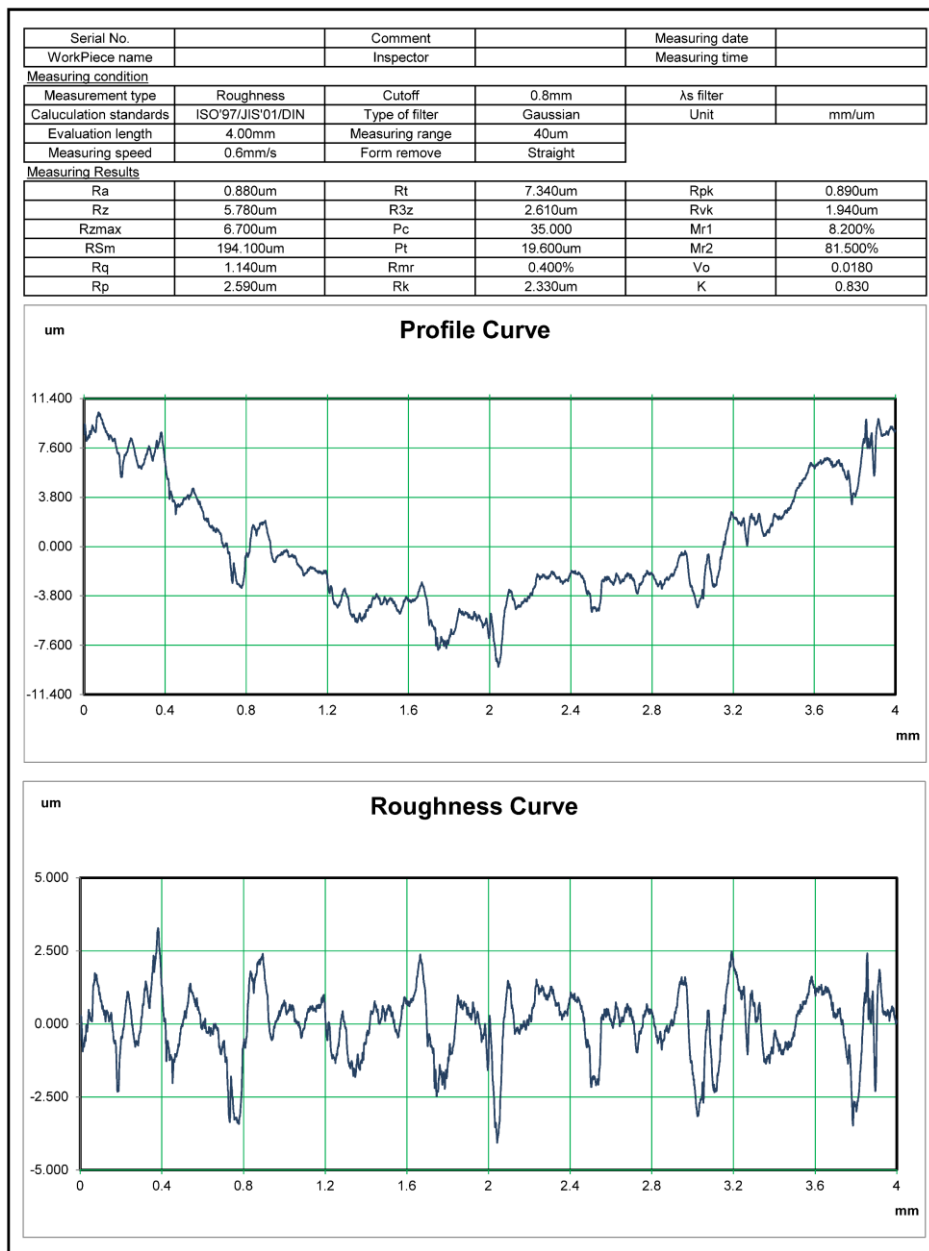


Figura 3.1. Informe de medición de rugosidad (Figure 3.1. Roughness measurement report).

Tras la limpieza y comprobación del correcto funcionamiento, se procederá a la puesta a cero del rugosímetro en cada una de las sesiones que dure el proceso. Después, se han de seguir de una manera sistemática las siguientes operaciones:

1. Alineación del eje del taladro con el del movimiento del palpador del rugosímetro, de forma que la punta registradora del palpador quede orientada y dentro del taladro.
2. Regulación del útil que soporta el palpador hasta garantizar el correcto contacto con la superficie a medir.

3. Comprobación de que la profundidad de medición de la rugosidad es la deseada. En caso de ser necesario modificarla, se levantará el brazo del palpador antes del desplazamiento, tras lo cual, se le hará descender suavemente para evitar daños.
4. Medición de la rugosidad, con lo que la punta realizará el recorrido de ida y vuelta hasta la posición inicial.
5. Anotación de las mediciones de Ra , Rz y RSm reflejando el número de taladros y la posición angular en el protocolo preparado. También se exportará, al ordenador, un fichero con el informe de la medición, que incluya los valores de los parámetros y el perfil de rugosidad.
6. Colocación del brazo hasta que no haya contacto con la probeta y desplazamiento hasta su extracción del interior del agujero.

La realización de cada una de las mediciones individuales se ejecutará siguiendo el orden establecido en este procedimiento y se tomará nota en la hoja de registro de cualquier circunstancia o alteración que pudiese aparecer.

3.3.2 Medición de altura de la rebaba.

La metodología empleada para la medición de la altura de la rebaba consiste en la cuantificación, por contacto con un palpador mecánico de geometría esférica, de la altura máxima alcanzada durante el movimiento relativo entre probeta y palpador.

Para la ejecución del proceso se precisa de un reloj comparador de palanca que tenga, al menos, 0,01 mm de resolución y 1 mm de campo de medida, una mesa de planitud, dos cilindros rectificados de igual diámetro y un soporte o brazo articulado para la sujeción y posicionamiento del reloj comparador. Se tomarán cuatro mediciones en cada taladro, en posiciones separadas 90° entre sí, y se anotará, en un modelo preparado a tal efecto, la medida de la altura máxima de la rebaba correspondiente a cada agujero desde la cara superior de la probeta. Los cilindros servirán de apoyo a la superficie inferior de la probeta, contactando con esta en la zona libre de agujeros, lo cual va a permitir que ruede sobre ella haciendo contacto en una parte plana libre de la rebaba de los taladros.

Previamente a la realización de las mediciones se limpiarán con etanol o alcohol de limpieza todas las superficies y se comprobará el correcto funcionamiento del comparador. El proceso de medición ha de realizarse de manera meticulosa siguiendo las siguientes fases:

1. Colocar el reloj comparador sobre el soporte y la probeta sobre los dos cilindros y comprobar el deslizamiento suave de la probeta en dirección al palpador.
2. Posicionar el brazo del palpador paralelo a la superficie superior de la probeta suficientemente separado del taladro a medir, haciéndolo descender

suavemente hasta tomar contacto con la probeta, poniendo a cero el dial del comparador.

3. Realizar desplazamientos de 1 o 2 mm en la dirección de medición en ambos sentidos y comprobar que se mantiene el reloj a cero.
4. Desplazar lentamente en la dirección radial hacia el centro del taladro observando detenidamente la máxima altura marcada por la indicación del comparador, que será la altura de la rebaba en ese punto.
5. Repetir el proceso nuevamente. Si la medición es la misma, tomar el valor. Si hay diferencia menor o igual de 0,02 mm se tomará la media. Si la diferencia fuese mayor de 0,02 mm se comenzará de nuevo el proceso desde la primera fase.
6. Anotar la medición de la altura reflejando el número de taladro y la posición angular en el protocolo preparado.
7. Elevar el comparador y desplazar hasta la posición de la siguiente medición, comenzando de nuevo el proceso.

Estas alturas de las rebabas son de la superficie superior de la probeta, puesto que los taladros no son pasantes, por lo que no hay salida del agujero taladrado.

3.3.3 Captura de imágenes de microscopía y series para procesado EDF.

La obtención de imágenes microscópicas, así como en 3D, va a proporcionar información complementaria a las variables de respuestas y, en conjunto, a caracterizar mejor la influencia de los factores sobre la integridad superficial obtenida en el mecanizado. El uso de distintos aumentos posibilita examinar tanto aspectos macro como microscópicos, y, con ello, abarcar características topológicas que los parámetros de rugosidad no ponen de manifiesto.

Para la obtención de estas imágenes es preciso emplear un microscopio metalográfico provisto de diversos objetivos para disponer de suficiente margen de ampliaciones. Ha de disponer de una cámara digital de alta definición y del software de tratamiento de las imágenes adecuado, para poder registrar y procesar, en su caso, las imágenes obtenidas. Es relevante, de cara a las mediciones realizadas y el establecimiento de las escalas de las imágenes, el tener realizada la calibración de los objetivos utilizados, empleando reglas patrón de trazos.

Para la obtención de las imágenes microscópicas de la superficie interior de los taladros, es necesario seccionar la probeta en aquellos agujeros que presenten interés para su estudio, para lo cual, se seccionarán por un plano perpendicular a la superficie superior de la probeta que pase por el eje del taladro. Los archivos de las imágenes tomadas se guardarán indicando en el nombre el número de agujero, la ampliación empleada y la posición de la zona donde se ha tomado la imagen. Además, un registro con esta información será recogido en un modelo establecido para ello.

Antes del comienzo de los trabajos se procederá a la identificación, limpieza y verificación del funcionamiento de los equipos y herramientas a emplear.

La realización de la secuencia de imágenes que posteriormente se tratarán mediante la EDF requiere, debido a su complejidad y la necesaria precisión en su ejecución, del establecimiento de un protocolo a seguir. Las fases y secuencia son las siguientes:

1. Colocar la probeta seccionada en la mesa soporte, alineándola con uno de los ejes de la mesa del microscopio.
2. Posicionar la zona de la probeta a revisar centrada, aplicar la iluminación más adecuada y realizar un enfoque de la muestra.
3. Enfocar con la perilla de ajuste fino el centro de la imagen y la parte más externa de una esquina de la imagen; anotando, en ambos casos, el número de las divisiones de la perilla que corresponda. Estos dos valores determinarán la franja a abarcar en la serie de imágenes. La diferencia de los valores será el número de imágenes de la serie.
4. Capturar la primera imagen.
5. Desplazar con la perilla de ajuste fino una división, capturar la imagen y repetir sucesivamente hasta llegar al número de división correspondiente al enfoque de la zona central.
6. Archivar la sucesión de imágenes con el nombre del agujero examinado, seguido por zona examinada y, por último, un número correlativo desde el 1 hasta el número de imágenes, lo cual es usual que lo haga el software automáticamente, empleando preferiblemente el formato TIFF (del inglés, *Tagged Image File Format*).

Cada una de la serie de imágenes se almacenará en un directorio distinto para, posteriormente, ser procesadas mediante un software que permita la elaboración de una imagen en 3D mediante la técnica EDF.

3.4 Análisis estadístico.

Una vez organizado y establecido el diseño experimental y la metodología, se está en condiciones de afrontar la ejecución del experimento, tras lo cual se pasaría a la fase de medición de las variables de respuesta a investigar, formando junto las condiciones de los ensayos los datos objeto de análisis.

Para el análisis de los datos del experimento se van a emplear herramientas estadísticas, siendo la fundamental el análisis de la varianza ANOVA (del inglés, *ANalysis Of VAriance*), el cual va a permitir interpretar los datos del experimento de tal manera

que se confirmen, o no, las hipótesis planteadas sobre la influencia de los factores sobre la variable de respuesta.

Para la ejecución de este análisis, se va a emplear el software de análisis estadístico Minitab 17 (Minitab LLC, State College, Pennsylvania, USA), con el cual es posible realizar distintos tipos de análisis útiles en la investigación, como las pruebas de normalidad o los distintos tipos de graficas de presentación de resultados, los cuales pueden complementar la información y ayudar en la interpretación de los resultados.

Hay que tener en cuenta que se van a considerar en el análisis, todos los factores establecidos en el diseño experimental, que son cinco en las dos fases del experimento, así como las interacciones de primer orden entre los factores, por lo que, al final, se tendría un ANOVA para el experimento como el reflejado en la Tabla 3.6.

Tabla 3.6. Análisis ANOVA para cinco factores e interacciones de primer orden (*Table 3.6. ANOVA analysis for five factors and first-order interactions*).

Fuentes de variación	Grados de libertad (GL)	Suma de cuadrados (SC)	Cuadrados medios	Estimador F	Valor-p
A	GL _A	SC _A	SC _A /GL _A	CM _A /CM _{error}	Valor-p _A
B	GL _B	SC _B	SC _B /GL _B	CM _B /CM _{error}	Valor-p _B
C	GL _C	SC _C	SC _C /GL _C	CM _C /CM _{error}	Valor-p _C
D	GL _D	SC _D	SC _D /GL _D	CM _D /CM _{error}	Valor-p _D
E	GL _E	SC _E	SC _E /GL _E	CM _E /CM _{error}	Valor-p _E
AB	GL _{AB}	SC _{AB}	SC _{AB} /GL _{AB}	CM _{AB} /CM _{error}	Valor-p _{AB}
AC	GL _{AC}	SC _{AC}	SC _{AC} /GL _{AC}	CM _{AC} /CM _{error}	Valor-p _{AC}
BC	GL _{BC}	SC _{BC}	SC _{BC} /GL _{BC}	CM _{BC} /CM _{error}	Valor-p _{BC}
CD	GL _{CD}	SC _{CD}	SC _{CD} /GL _{CD}	CM _{CD} /CM _{error}	Valor-p _{CD}
Error	GL _{error}	SC _{error}	SC _{error} /GL _{error}		
Total	GL _T	SC _T			

La metodología ANOVA ha de calcular la suma de cuadrados y los grados de libertad para los factores, sus interacciones, el error y el total, tras lo cual, se pueden calcular los cuadrados medios como la razón entre la suma de cuadrados y los grados de libertad. El cálculo del estimador F de Snedecor para cada factor o interacción se determina como la división entre el cuadrado medio y el cuadrado medio del error.

Para una determinada significancia α , para la determinación de qué factores tienen influencia significativa sobre la respuesta, se ha de comparar el valor de su estimador F con los valores de F_{α} . Estos valores dependen de los grados de libertad del factor y del error; siendo aceptada la hipótesis cuando $F > F_{\alpha}$ y, por tanto, siendo significativo el factor considerado con un nivel de confianza de $1-\alpha$.

Alternativamente, se puede establecer la significancia de los factores o sus interacciones mediante el valor-p, que constituye la probabilidad de rechazar, incorrectamente, la hipótesis nula; esto es, la hipótesis de que las medias son iguales.

La comparación del valor-p con el de la significancia α determina que el factor considerado sea significativo cuando $\text{valor-p} < \alpha$.

3.4.1 Verificación supuestos y calidad del modelo.

Para que puedan ser válidos los resultados del ANOVA del experimento es necesario que se cumplan los supuestos de normalidad, varianza constante e independencia, para lo que se emplea frecuentemente las gráficas de los residuos, definidos como la diferencia entre la respuesta observada y la predicha por el modelo [183]. Así, la normalidad se comprobará en una gráfica de probabilidad normal de los residuos; siguiéndose una línea recta en el caso de cumplirse la normalidad. La varianza constante se comprobará mediante la gráfica de los residuos frente a los valores predichos del modelo, en la que los puntos deben contenerse en una franja sin que se muestre ningún patrón. Para el caso de la independencia se comprobará mediante la gráfica del orden de toma de datos frente al residuo, no debiendo mostrar tendencias o patrón.

Del examen visual de la gráfica de probabilidad normal es posible que no se pueda establecer con seguridad la normalidad, o no, de los datos. Así, existen validaciones más precisas para su determinación, las cuales han de emplearse en caso de duda.

La prueba de Anderson-Darling emplea un estadístico, AD, que mide el grado en que los datos siguen una distribución normal, el cual está basado en la transformación integral de probabilidad [195]. La comprobación de si los datos siguen una distribución normal se realiza mediante la comparación del valor-p de la prueba con la significancia α , siendo normales cuando $\text{valor-p} > \alpha$.

La prueba de Kolmogorov–Smirnov emplea la función acumulada empírica, cuantificando la distancia ente los datos muestrales y la distribución normal, de forma que comparando el valor-p de la prueba con la significancia, se determina la normalidad cuando $\text{valor-p} > \alpha$. Estas pruebas se complementan, ya que la Kolmogorov–Smirnov es más sensible a los valores cercanos al centro de la distribución mientras que, la Anderson-Darling, lo es a los valores extremos; además de considerarse esta última de mayor potencia para la detección de la no normalidad en muestras, teniendo mejor detección la Kolmogorov–Smirnov cuando las muestras son medianas de alrededor de 200 individuos [196]–[198].

Para la obtención de un modelo en cuyos términos aparezcan solamente los términos que tengan influencia significativa sobre la respuesta, se realiza un proceso sucesivo de eliminación de términos no influyentes, obteniendo el modelo reducido del ANOVA. A partir de dicho modelo, se puede construir un modelo de regresión mediante el cual predecir el valor de la variable respuesta, para distintos valores de los factores y niveles de estos. La determinación de la calidad del modelo se realiza con distintos

coeficientes, concretamente, el coeficiente de determinación R^2 y el coeficiente de determinación ajustado R^2_{aj} .

3.5 Conclusiones.

En este capítulo de la Tesis se han expuesto diversos aspectos relevantes para el método científico. En concreto, se ha desarrollado la metodología empleada en el diseño experimental y en las actividades de ejecución de los ensayos individuales y adquisición de las medidas y los registros de las variables que son objeto de estudio. Con ello, se posibilita la reproducibilidad y repetibilidad del experimento; juntamente con los valores y parámetros concretos empleados en la ejecución, que serán expuestos en el capítulo siguiente.

Se ha presentado el proceso de análisis de los datos del experimento, empleando herramientas estadísticas, mediante el análisis de la varianza, y de las pruebas de garantía de su corrección. Esto fundamenta la sólida identificación de los factores que influyen en la respuesta y su cuantificación, de cara al objetivo final de aplicación práctica de los resultados a la ejecución de operaciones de retaladrado en entornos reales, dentro del marco fijado de actividades de mantenimiento o reparación en el sector aeronáutico, con la finalidad de llevarlas a cabo de forma segura y sostenible y manteniendo, al mismo tiempo, una elevada productividad.

Es importante destacar que, además del análisis estadístico, se ha de extender el estudio e interpretación al ámbito tecnológico e industrial, de tal manera que, basándose en las conclusiones matemáticas, sea posible una interpretación ingenieril del complejo proceso de retaladrado investigado; permitiendo una visión más allá de la estadística que en todo momento esté fuertemente sustentada por el Estado del Arte de la cuestión y que ayude en la consecución de los objetivos.

Capítulo 4. APLICACIONES Y ANÁLISIS DE RESULTADOS.

4.1 Introducción.

En el capítulo Metodología se han presentado las etapas para el diseño experimental, que incluye la planificación y organización, las variables de respuesta, los factores y sus niveles, la ejecución del experimento, la metodología de medición de las variables de respuesta y las herramientas estadísticas a emplear en el análisis de los resultados; todo esto fundamentado en el Estado del Arte, en donde se recoge la situación actualizada del conocimiento en el tema que se ha tratado.

Siguiendo con el orden formal de la presente Tesis, el cual es reflejo del necesario orden temporal establecido, en este capítulo se van a implementar los procedimientos establecidos en el capítulo anterior aplicándolos de forma directa a la ejecución de la parte experimental de la investigación. Así, se van a especificar todas las actividades materiales y parámetros específicos empleados en el desarrollo de los procesos utilizados.

De la misma manera, se va a realizar un análisis de los resultados obtenidos a partir de los datos experimentales extraídos de los ensayos; incluyendo, en dicho análisis, los aspectos puramente estadísticos con otros de tipo tecnológico e industrial, y la consiguiente interpretación de estos resultados, con el foco puesto en el objetivo de aplicación práctica de estos en la vida real dentro del entorno donde se ha enmarcado la presente Tesis.

El objetivo que se persigue con esta parte del trabajo es la obtención de los resultados a partir del análisis estadístico de las variables de respuesta y de la relación entre estas variables con otro tipo de datos cualitativos obtenidos del experimento (como son las imágenes macroscópicas y en 3D), de tal manera que se determine la influencia de los factores considerados en la integridad superficial de las superficies retaladradas y, así, poder obtener conclusiones que permitan elaborar recomendaciones y pautas para la ejecución real de este tipo de procesos.

La necesaria interpretación tecnológica de los resultados ha de hacerse considerando, además de los resultados del ANOVA, otros aspectos fundamentales a nivel industrial, como son la productividad o la economía, y otros que son claves a otros niveles, como la realización de forma segura y de manera medioambientalmente sostenible de las operaciones. De ahí, la importante labor de análisis de todos los datos obtenidos, correlacionándolos ente sí, de tal manera que se pueda dar una visión general del problema abordado. Adicionalmente, se han de reseñar aquellos aspectos e interrogantes que se vayan produciendo en la investigación y a los que no se le puede dar respuesta, por la limitación de tiempo o de recursos, y que pudieran tener cierta importancia en el conocimiento de los procesos estudiados; lo cual va a suponer un fundamento para posteriores trabajos que profundicen en el tema o de desarrollos futuros que puedan plantearse.

4.2 Aplicaciones.

En este apartado se va a consignar la identificación y caracterización de los materiales que se han empleado, los instrumentos, las máquinas y los equipos utilizados en la ejecución y en la medición de las variables de respuesta; así como de las especificaciones y metodologías concretas aplicadas, los procedimientos de análisis seguidos. De tal manera, que se garantice la repetibilidad no solo de la ejecución de los ensayos y la medición de la respuesta, sino también del propio proceso de análisis de los datos experimentales.

4.2.1 Definición del experimento.

En la realización de la investigación se estableció realizar su desarrollo en forma secuencial en dos etapas experimentales. En una primera, se realizaría una aproximación al problema de las operaciones de retaladrado; tratando de verificar la posibilidad, o no, de realizarlas de tal forma que se mantenga la rugosidad en el margen general establecido en el sector aeronáutico de 0,8 a 1,6 μm [173]. Y, a partir de los datos y los primeros resultados, una segunda fase que se centrara más en los aspectos prácticos y de aplicación de la investigación.

4.2.1.1 Primera etapa experimental.

En esta primera fase, se va a ocupar de la influencia sobre la rugosidad superficial de un conjunto de factores. Tres de ellos, estudiados a dos niveles; uno, a tres niveles; y, un bloque, a dos niveles; realizando un diseño factorial completo con la realización de una réplica. Esto va a permitir tener grados de libertad libres para la cuantificación del error y supone la realización de 96 experimentos.

De entre los parámetros de corte, se han seleccionado: el avance, f , con tres niveles de 0,2; 0,4 y 0,8 mm/rev, y, la velocidad de corte, S , con dos 60 y 120 m/min. Los rangos de estos valores se han establecido a partir los recomendados por el fabricante de las herramientas empleadas, de los consignados en el Estado del Arte y teniendo en cuenta el encuadre del proyecto en tareas de reparación y/o mantenimiento del sector aeronáutico.

Las herramientas que se van a utilizar son brocas de la serie corta; adecuadas para la realización de taladros de profundidades de hasta tres veces el diámetro de la broca. Por ello, se fija la profundidad de los agujeros, que no van a ser pasantes, en 20 mm. El diámetro de las brocas, D , va a ser otro factor para tener en cuenta; estableciéndose sus niveles en 7 y 7,5 mm. Los taladros se van a realizar sobre unos agujeros previos, de tal manera que la profundidad de corte permanezca constante en 0,125 mm, lo que supone

que los diámetros previos sean de 6,75 mm para la broca de diámetro de 7 mm, y un agujero de 7,25 mm para la de diámetro 7,5 mm. Además, se considerará el tipo de broca, T , como otro de los factores a incluir en el experimento.

El último factor por considerar va a ser la distancia desde la superficie superior de la probeta, MD , a la que se realizan las mediciones de rugosidad de la superficie retaladrada, y que se van a fijar en dos niveles. En uno, se empezará a medir desde una distancia de 5,5 mm desde el comienzo del taladro, TP, y en el otro, BP, a una distancia de 15 mm. Adicionalmente, se van a tomar cuatro mediciones de la rugosidad en cada una de estas distancias, en cuatro puntos separados angularmente 90° . La Figura 4.1 muestra los cuatro puntos donde realizar las mediciones en cada una de las dos profundidades desde la superficie superior de la probeta.

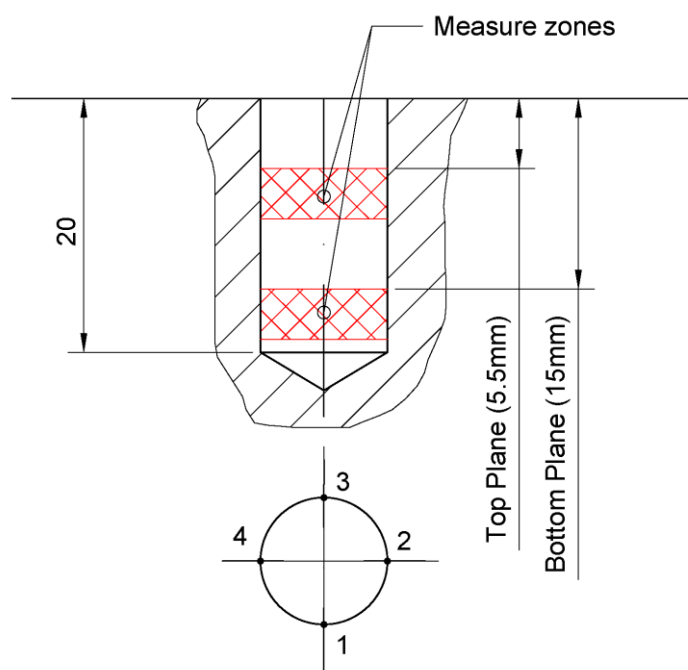


Figura 4.1. Zonas de medición del Ra y puntos separados angularmente a 90° (Figure 4.1. Ra measurement areas and points angularly spaced at 90°).

Por lo tanto, los factores a considerar, así como sus niveles a los que se ensayan en la primera fase del experimento, son los que refleja la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Factores y niveles primera fase experimental (Table 4.1. Factors and levels first experimental phase).

Factores	Niveles
Velocidad de corte, S , (m/min)	60, 120
Avance, f , (mm/rev)	0,2; 0,4; 0,8
Tipo de herramienta, T	A, B
Diámetro, D , (mm)	7, 7,5
Distancia de medición, MD , (mm)	TP, BP

Teniendo en cuenta que la distancia de medición, *MD*, se asigna en el proceso de medición de la rugosidad, el número total de ensayos de retaladrado que se llevan a cabo en esta fase experimental, teniendo en cuenta que se realiza una réplica, son 48; los factores analizados y sus niveles quedan reflejados en la Tabla 4.2. En un estadio posterior, la medición de la rugosidad se ha llevado a cabo a las dos distancias desde la superficie establecida; con lo que en total se tienen un total de 96 mediciones.

Tabla 4.2. Ensayos de retaladrado de la primera fase experimental (*Table 4.2. Re-drilling trials of the first experimental pase*).

Réplica 1					Réplica 2				
N.º	S	f	T	D	N.º	S	f	T	D
Ensayo	[m/min]	[mm/rev]		[mm]	Ensayo	[m/min]	[mm/rev]		[mm]
1	60	0,2	A	7,0	25	60	0,2	A	7,0
2	60	0,2	A	7,5	26	60	0,2	A	7,5
3	60	0,2	B	7,0	27	60	0,2	B	7,0
4	60	0,2	B	7,5	28	60	0,2	B	7,5
5	60	0,4	A	7,0	29	60	0,4	A	7,0
6	60	0,4	A	7,5	30	60	0,4	A	7,5
7	60	0,4	B	7,0	31	60	0,4	B	7,0
8	60	0,4	B	7,5	32	60	0,4	B	7,5
9	60	0,8	A	7,0	33	60	0,8	A	7,0
10	60	0,8	A	7,5	34	60	0,8	A	7,5
11	60	0,8	B	7,0	35	60	0,8	B	7,0
12	60	0,8	B	7,5	36	60	0,8	B	7,5
13	120	0,2	A	7,0	37	120	0,2	A	7,0
14	120	0,2	A	7,5	38	120	0,2	A	7,5
15	120	0,2	B	7,0	39	120	0,2	B	7,0
16	120	0,2	B	7,5	40	120	0,2	B	7,5
17	120	0,4	A	7,0	41	120	0,4	A	7,0
18	120	0,4	A	7,5	42	120	0,4	A	7,5
19	120	0,4	B	7,0	43	120	0,4	B	7,0
20	120	0,4	B	7,5	44	120	0,4	B	7,5
21	120	0,8	A	7,0	45	120	0,8	A	7,0
22	120	0,8	A	7,5	46	120	0,8	A	7,5
23	120	0,8	B	7,0	47	120	0,8	B	7,0
24	120	0,8	B	7,5	48	120	0,8	B	7,5

*Velocidad de corte, *S*; avance, *f*; tipo de herramienta, *T*; diámetro, *D*.

4.2.1.2 Segunda etapa experimental.

En una etapa posterior del experimento, se van a ampliar las variables de respuesta a examinar; incluyendo, además de varios parámetros para cuantificar la rugosidad superficial, otros que permitan valorar las alteraciones producidas en la integridad superficial.

Así, por un lado, la topología superficial producida se va a caracterizar mediante los parámetros de rugosidad Ra , Rz y RSm y, por otro lado, se va a completar el estudio mediante la realización de imágenes microscópicas y macroscópicas que permitan valorar cualitativamente a otras escalas mayores que las abarcadas por estos parámetros. En este mismo sentido, se analizarán imágenes en 3D obtenidas por la técnica de EDF de aquellos detalles que se consideren interesantes y ayuden en el estudio del proceso. Para realizar la toma de las imágenes de la superficie interior del taladro, se van a escoger determinados agujeros que se seccionarán por el plano medio en la dirección longitudinal.

Sobre los taladros seccionados, se van a realizar indentaciones con objeto de medir la microdureza Vickers y su variación respecto a los factores del proceso, midiendo esta desde la superficie taladrada aumentando la distancia radialmente en saltos de 0,3 mm, tal como se refleja en la Figura 4.2.

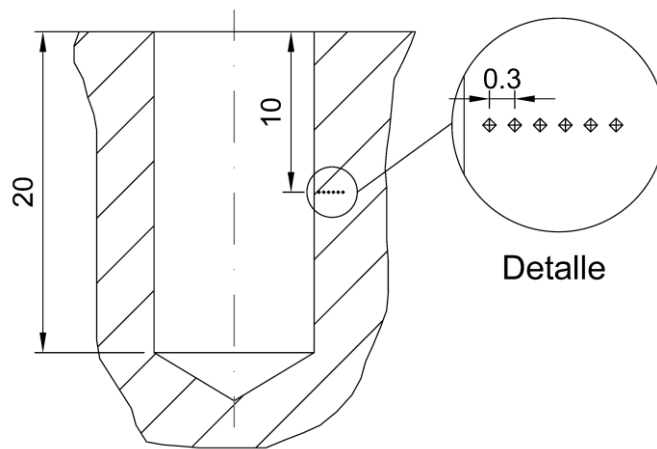


Figura 4.2. Localización de las indentaciones en ensayo de microdureza Vickers (Figure 4.2. Location of indentations in Vickers microhardness test).

Otra variable que se va a estudiar es la altura de las rebabas producidas en la cara de entrada de los agujeros al realizar los taladros. Para ello, se medirá la altura máxima registrada por un reloj comparador de palanca sobre el borde del agujero; realizando esta medición cuatro veces que corresponden con los cuatro puntos separados angularmente 90° , como se refleja en la Figura 4.1.

El proceso de retaladrado se va a realizar de una manera similar, profundizando 20 mm desde la superficie superior de la probeta y realizando los taladros sobre agujeros previos de diámetro 7,75 mm, empleando brocas de diámetro 8 mm, lo que supone

mantener la profundidad de corte igualmente a 0,125 mm y, con ello, se simulan las tareas de reparación en las que interesa eliminar una mínima capa de material para modificar mínimamente la geometría y no debilitar el componente.

En relación con los factores a considerar va a haber una considerable diferencia respecto a la primera fase experimental. En primer lugar, se mantiene el avance, f , como factor, ensayándose a dos niveles; 0,4 y 0,8 mm/rev; dejando la velocidad de corte constante, con un valor de 60 m/min. Considerándose de igual manera la profundidad de medición, MD , también con los dos niveles establecidos en la primera fase experimental.

Por otro lado, tras quedar patente la transcendencia de la herramienta, se va a abundar en el conocimiento de las características que posee, incorporando dos factores. Por un lado, el ángulo de punta de las brocas, γ , y, por otro lado, el tipo de recubrimiento, C .

Con el objetivo de considerar las operaciones en un entorno lo más parecido a la realidad, se van a afilar las puntas de las brocas, con una máquina afiladora de brocas, con tres valores de los ángulos de punta. Concretamente, a 118°, 130° y 140°; manteniendo iguales las demás características geométricas de la herramienta.

Para el factor cualitativo tipo de recubrimiento, C , se fijan dos niveles: sin recubrimiento y con un recubrimiento de nitruro de titanio, TiN, que es uno de lo más ampliamente extendidos.

Con el objetivo de realizar las operaciones de retaladrado de forma segura y sostenible, además del mecanizado en seco, se va a considerar el sistema de lubricación MQL. Por ello, se introduce como factor, el tipo de lubricación-refrigeración, L , también con dos niveles: seco y MQL. Para este último, se va a emplear un flujo de lubricante especial para lubricación MQL de 40 ml/h orientado mediante la boquilla a la zona de realización de cada taladro.

El diseño experimental queda determinado como un diseño factorial completo de cuatro factores con dos niveles y un factor a tres niveles, sin la realización de réplicas. Esto supone un total de 48 ensayos individuales. Los factores y sus niveles asignados son los reflejados en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3. Factores y niveles segunda fase experimental (*Table 4.3. Factors and levels second experimental phase*).

Factores	Niveles
Avance, f , (mm/rev)	0,4; 0,8
Ángulo de punta, γ , (°)	118, 130, 140
Tipo de recubrimiento, C	Sin recubrir, TiN
Sistema de lubricación, L	Seco, MQL
Distancia de medición, MD	TP, BP

En la segunda fase experimental, el diseño consiste en 24 ensayos de retaladrado correspondientes a los tres factores a dos niveles y un factor a tres niveles, que se recogen en la Tabla 4.4. Ensayos de retaladrado de la segunda fase experimental Para los parámetros de rugosidad se añadiría el factor distancia de medición, *MD*, con sus dos niveles, por lo que se tendrían 48 experimentos.

Tabla 4.4. Ensayos de retaladrado de la segunda fase experimental (Table 4.4. Re-drilling trials of the second experimental phase).

N.º Ensayo	Ángulo de punta, γ , (°)	Avance, <i>f</i> , [mm/rev]	Recubrimiento, <i>C</i>	Lubricación, <i>L</i>
1	118	0,4	Sin recubrir	Seco
2	118	0,4	Sin recubrir	MQL
3	118	0,4	TiN	Seco
4	118	0,4	TiN	MQL
5	118	0,8	Sin recubrir	Seco
6	118	0,8	Sin recubrir	MQL
7	118	0,8	TiN	Seco
8	118	0,8	TiN	MQL
9	130	0,4	Sin recubrir	Seco
10	130	0,4	Sin recubrir	MQL
11	130	0,4	TiN	Seco
12	130	0,4	TiN	MQL
13	130	0,8	Sin recubrir	Seco
14	130	0,8	Sin recubrir	MQL
15	130	0,8	TiN	Seco
16	130	0,8	TiN	MQL
17	140	0,4	Sin recubrir	Seco
18	140	0,4	Sin recubrir	MQL
19	140	0,4	TiN	Seco
20	140	0,4	TiN	MQL
21	140	0,8	Sin recubrir	Seco
22	140	0,8	Sin recubrir	MQL
23	140	0,8	TiN	Seco
24	140	0,8	TiN	MQL

4.2.2 Materiales.

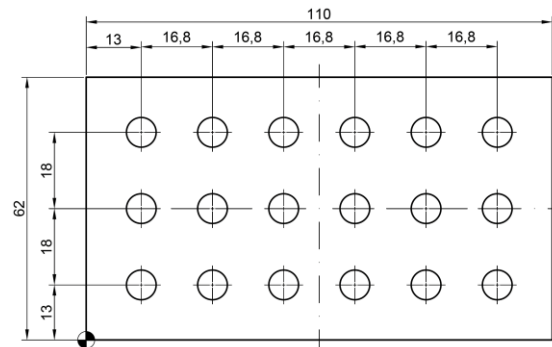
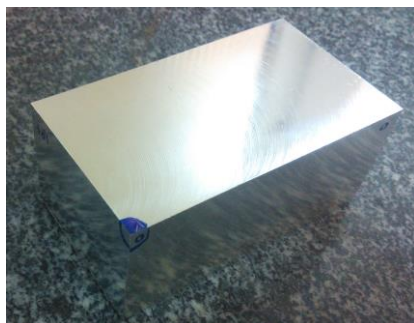
La aleación de magnesio empleada en el presente estudio es la UNS M11917 (AZ91D-F), la cual se encuentra en forma de lingote, cuya densidad y principales propiedades mecánicas se recogen en Tabla 4.5. Esta aleación presenta una microestructura compuesta por fase α de magnesio y una fase eutéctica ($\alpha+\gamma$), que contiene el intermetálico γ ($Mg_{17}Al_{12}$), localizada en los bordes de los granos y que tiene influencia transcendental en las propiedades mecánicas y en el comportamiento

durante el mecanizado de la aleación, tal como ha quedado patente en la revisión realizada del Estado del Arte.

Tabla 4.5. Propiedades de la aleación AZ91D-F [199].

Propiedad	Valor	Unidad
Densidad	1810	kg/m ³
Dureza Brinell	63	
Dureza Vickers	71	
Resistencia a tracción	230	MPa
Limite elástico	150	MPa
Módulo de elasticidad	44,8	GPa
Alargamiento de rotura	3%	%
Resiliencia (Charpy)	2,70	J
Coefficiente de Poisson	0,35	

Para la fabricación de la probeta ha sido mecanizado un bruto mediante fresado. Se han empleado bajas profundidades de corte y bajos avances para no alterar la microestructura; logrando unas dimensiones finales de 110x62x50 mm con un acabado superficial por debajo de 2 µm. A partir de las dimensiones de la probeta, se realizó una distribución de los taladros para maximizar el número que podría realizarse; dando como resultado la posibilidad de realizar 18 agujeros, no pasantes, en cada una de las caras superior e inferior de la probeta. Esta y el diseño de la distribución de los taladros pueden observarse en la Figura 4.3.



a)

b)

Figura 4.3. a) Probeta mecanizada, y b) distribución de los taladros (Figure 4.3. a) machined test specimen; and b) hole pattern).

Para la realización de las operaciones de retaladrado se empleó un centro de mecanizado vertical de control numérico Mikron VCE 500 (Mikron Machining, Agno, Suiza), cuyas características principales son: Potencia 8,3 kW, velocidad de giro máxima 7.500 rpm, longitud de los carros X=500 mm, Y=400 mm, Z=500 mm, superficie de trabajo de 660 x 360 mm, provisto de un almacén automatizado para 21 herramientas. Para la sujeción de la probeta, se empleó una mordaza hidráulica sujeta directamente a las ranuras en forma de T de la mesa mediante tornillos; que fue debidamente alineada

y nivelada por medio de un comparador en tres dimensiones 3D tester (Haimer GmbH, Igenhausen, Hollenbach, Alemania). En la Figura 4.4 puede observarse el centro de mecanizado y el detalle de la mordaza y el comparador colocados.



Figura 4.4. a) Centro de mecanizado Micron VCE 500, b) mordaza hidráulica y comparador.

Para la colocación de las herramientas, se usaron pinzas de sujeción adecuadas al diámetro de las brocas, las cuales se insertaron en el porta-pinzas provisto de un cono de sujeción igual al alojamiento del eje principal de la máquina.

El proceso de retaladrado se realizó sobre taladros previos, con una profundidad de corte de 0,125 mm. Esto es, con diámetros de las brocas 0,250 mm mayores que el agujero; por lo que para evitar descentramientos la probeta no se movió de la mordaza ni en las operaciones de mecanizado del agujero previo ni en la propia de retaladrado.

Las herramientas empleadas fueron brocas helicoidales comerciales de la marca Phantom (Van Ommen B.V., Beekbergen, Gelderland, Países Bajos) fabricadas en acero rápido. Estas brocas son adecuadas para el taladrado de profundidades hasta tres veces su diámetro, están elaboradas de acuerdo con la norma DIN 1897 [200], provistas de un mango recto y una hélice normal tipo N según la DIN 1836 [201] y tienen un aguzado o afilado del filo en cruz, o tipo C, en consonancia con lo especificado en la norma DIN 1412 [202].

En la primera fase experimental, se emplearon dos tipos de brocas de diámetros 7 y 7,5 mm. La de tipo A, con un ángulo de punta de 118°, y la de tipo B, con un ángulo es 135°; designadas por el fabricante como 11.130 y 11.160 respectivamente.

Los tipos de brocas empleadas en la segunda fase experimental tienen el mango, hélice y aguzado del filo igual que las de la primera fase experimental y su diámetro fue de 8 mm. Ambos tipos están fabricadas en acero rápido, pero se diferencian en que una no dispone de recubrimiento, designada como 11.160, y la otra, está provista de un recubrimiento de TiN fácilmente reconocible por su color dorado, de referencia 11.161. Originariamente, las brocas tenían un ángulo de punta de 135°, que fue modificado hasta los valores especificados en el experimento: 118°, 130° y 140°. En la Figura 4.5

pueden distinguirse ambos tipos de brocas con los diferentes afilados del ángulo de punta.

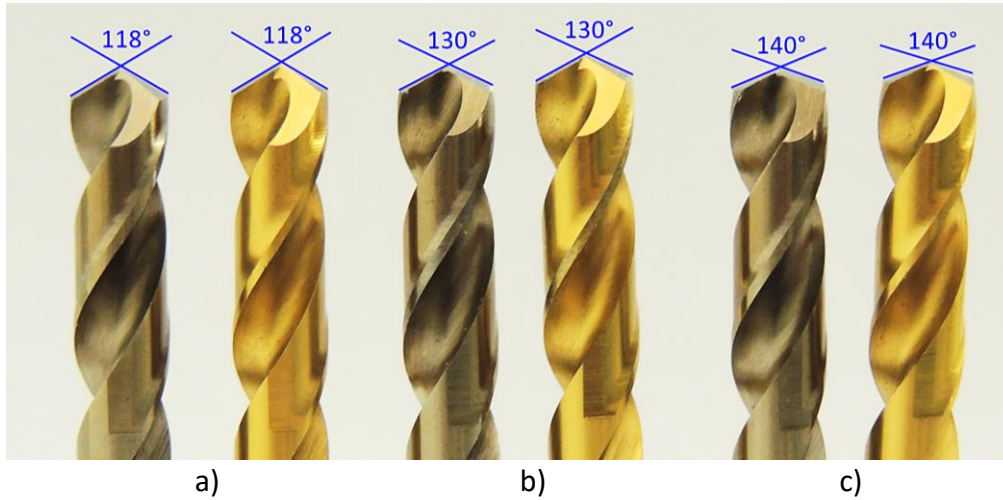


Figura 4.5. Afilado de los dos tipos de brocas; a) 118°, b) 130° y c) 140° (Figure 4.5. Sharpening of the two types of drills; a) 118°, b) 130° and c) 140°).

En cada una de las operaciones se empleó una herramienta reafilada nuevamente, simulando el empleo de las condiciones que normalmente se utilizan en los talleres, con el ángulo de punta correspondiente. Para ello, se utilizó un afilador de brocas modelo 750X, fabricado por la empresa Darex (Darex Industrial, Ashland, Oregon, E.E.U.U.), empleando una muela de afilado diamantada que permite su empleo en materiales de alta dureza. En la Figura 4.6, puede observarse el afilador y el detalle del sistema de ajuste del ángulo de punta para el afilado.



Figura 4.6. Afilador de brocas y detalle del selector del ángulo de punta (Figure 4.6. Drill sharpener and point angle selector detail).

En la segunda fase experimental, se estudiaron dos sistemas de lubricación-refrigeración. Por una parte, se mecanizó en seco y, por otra, se utilizó un sistema de lubricación en mínimas cantidades. El sistema MQL se trataba del modelo Noga Minicool (Noga Engineering & Technology Ltd., Shlomi, Israel), provisto de un regulador de caudal y de una tubería flexible con una boquilla en el extremo que permite controlar el ángulo con el que se proyecta el lubricante. Estas partes se muestran indicadas en la Figura 4.7. Para su correcto funcionamiento, se intercaló un regulador de presión del aire comprimido suministrado, fijándose a 6 bares la presión, regulándose el flujo a 40 ml/h. El aceite lubricante empleado específico para micropulverización fue Rhenus Nor SSL (Rhenus Lub GmbH & Co KG, Mönchengladbach, Alemania), cuyas principales características son: viscosidad $4,7 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ a 40°C y una densidad de $0,92 \text{ g/ml}^4$ a 20°C .

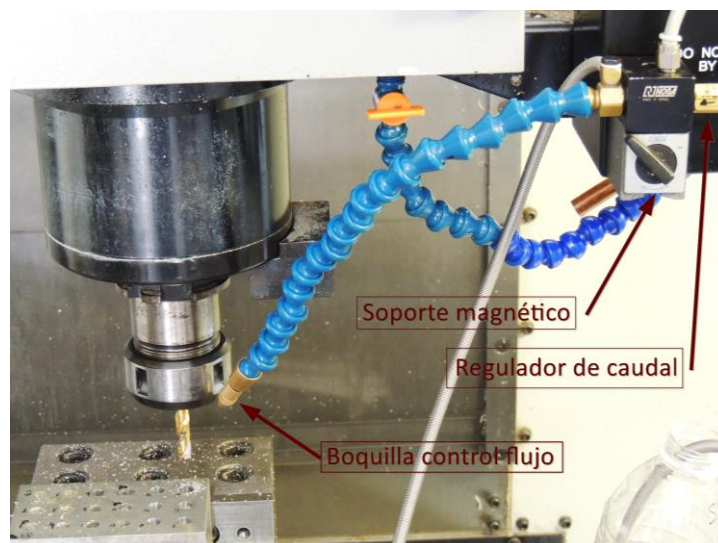


Figura 4.7. Disposición del lubricador MQL Noga Minicool en la zona de trabajo.

Para la medición de los parámetros de rugosidad, se empleó un rugosímetro de palpador Zeiss Handysurf E-35A (Carl Zeiss AG, Oberkochen, Baden-Wurtemberg, Alemania), previamente puesto a cero con un patrón de rugosidad, empleando un palpador especial que permite tomar medidas en el interior de agujeros mayores de 6 mm. Para la ejecución de las mediciones en los cuatro puntos espaciados 90° y a las dos profundidades desde la entrada del agujero establecidas, se dispuso el brazo del palpador en un útil para permitir controlar la distancia desde la superficie de apoyo formada por una mesa de planitud, girando la probeta 90° para apoyar sucesivamente en las caras laterales de la probeta y, con ello, establecer el punto de medición. Tras cada medición, se anotaron los valores en el documento de registro y se guardó el informe de medición del software del instrumento desde un ordenador. El palpador y el brazo del rugosímetro colocado en el útil de posicionamiento y el detalle de la medición del interior del taladro se pueden observar en la Figura 4.8.

⁴ La equivalencia en el Sistema Internacional es $1 \text{ g/ml}=1000\text{Kg/m}^3$

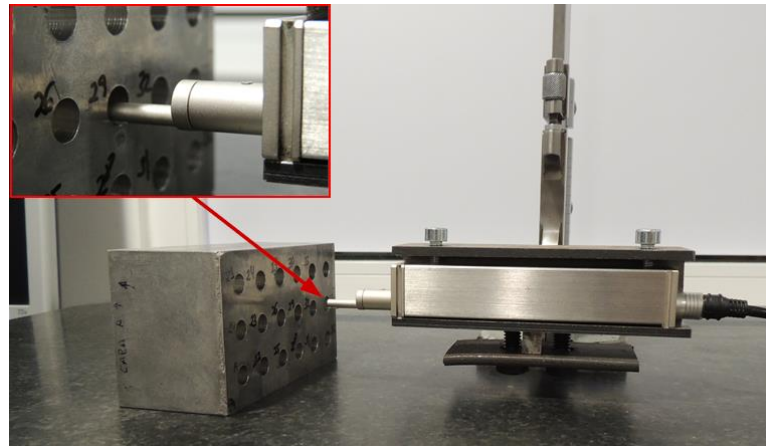


Figura 4.8. Palpador del rugosímetro posicionado y detalle de la medición del interior de un taladro (Figure 4.8. Roughness tester stylus and detail of the measurement of inside of a hole).

La altura de la rebaba producida en la cara de entrada de la broca es otra variable de la cual ha de realizarse la medición. Para ello, se dispuso de un sistema de desplazamiento de la probeta sobre la mesa de planitud; apoyándola sobre dos cilindros rectificados de igual diámetro, de tal manera que facilitase el suave desplazamiento de esta por rodadura. El instrumento empleado para medir la altura de la rebaba fue un comparador de palanca con una carátula graduada con división de escala 0,01 mm, colocado en un soporte con brazo articulado para facilitar su posicionamiento. De cada agujero, se tomaron cuatro medidas de la altura en otras tantas direcciones angularmente separadas 90°. Previo a la ejecución de la medida, se tomó el cero sobre la superficie de la probeta; desplazando suavemente esta y registrando el valor máximo alcanzado en el desplazamiento, que correspondía con la altura máxima en esa dirección. La Figura 4.9 muestra la disposición del sistema de medición establecido.

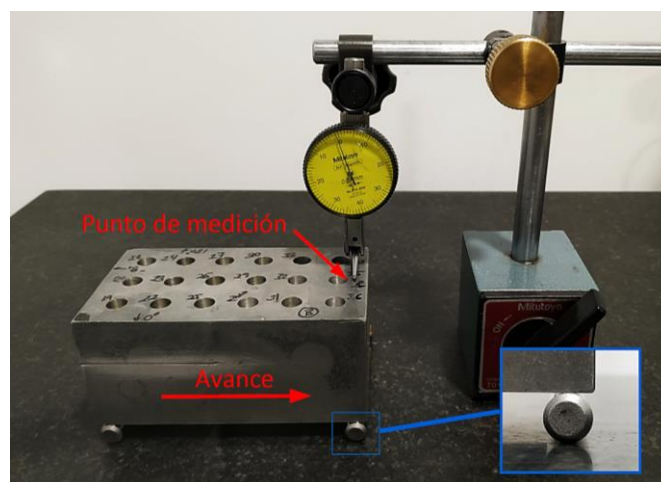


Figura 4.9. Sistema de medición de altura de la rebaba (Figure 4.9. Burr height measurement system).

Para la captación de las imágenes microscópicas y la medición de la microdureza, fue preciso realizar un corte por el plano medio del taladro en la dirección axial, para lo cual se mecanizaron los especímenes mediante fresado, avanzando en la dirección radial

hasta el centro de taladro. Para no alterar la microestructura, se emplearon bajos parámetros de corte y lubricación-refrigeración, tras lo cual, se realizó un pulido con una pulidora metalográfica hasta la obtención de una superficie plana y de baja rugosidad. Por último, se realizó una concienzuda limpieza empleando etanol y una máquina de limpieza por ultrasonido, para asegurar la eliminación de cualquier residuo que pudiera haber de los procesos anteriores.

Para la obtención de las imágenes microscópicas, se empleó un microscopio metalográfico Nikon Eclipse LV150 (Nikon Metrology Europe, Leuven, Bélgica) provisto de diferentes magnificaciones ópticas. La captación digital de las imágenes se realizó utilizando una cámara digital acoplada al microscopio, modelo Bresser Microcam II (Bresser GmbH, Rhede, Alemania) que dispone de una resolución de 12 megapíxeles y conexión al ordenador mediante puerto USB. El ordenador, provisto con el software de la cámara, fue previamente calibrado con los patrones de las ópticas utilizadas, para permitir realizar mediciones y establecer escalas en las imágenes. Las imágenes tomadas se nombraron con la indicación de los aumentos empleados.

Para la generación de las imágenes 3D y realizar una reconstrucción topológica de las superficies de los taladros, se empleó el software gratuito ImageJ, utilizando el plugin Stack Focuser [203]. Este realiza automáticamente la construcción a partir de una serie de imágenes del mismo objeto enfocando a distintos planos separados una distancia en el eje Z del objetivo, tal como se especificó en el capítulo anterior.

La dureza Vickers se midió empleando un microdurómetro Shimadzu HMV-2000 (Shimadzu Corporation, Kioto, Japón) provisto de un indentador con variación de la carga desde 10 g hasta 2000 g, una mesa con desplazamientos micrométricos en los dos ejes, además de una cámara con un monitor para la mejor medición óptica de las diagonales, en la Figura 4.10 puede verse el microdurómetro y la probeta colocada en la mesa y la pantalla del instrumento. Para la realización de las mediciones, se empleó una carga de 10 g. Las sucesivas mediciones se tomaron a la mitad de la profundidad del taladro, separándose de la superficie en la dirección radial con saltos de 0,3 mm.

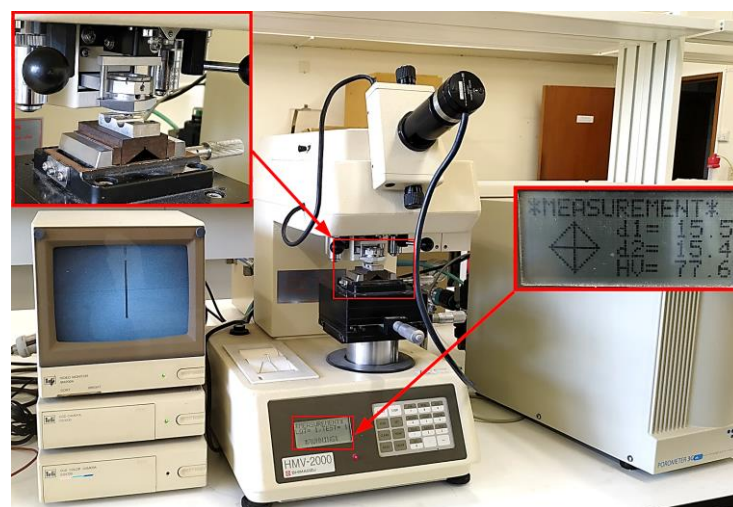


Figura 4.10. Microdurómetro Shimadzu HMV-2000.

4.3 Análisis de resultados.

4.3.1 Primera fase experimental.

En esta primera etapa de la investigación se han llevado a cabo un total de 48 ensayos de retaladrado, en los que se ha medido la rugosidad en cuatro puntos separados angularmente a 90°, tal como se ha mostrado en la Figura 4.1. Las cuatro mediciones del Ra de cada ensayo, aleatorizados según se desarrollaron en la primera fase experimental, se recogen en el Anexo I. Para realizar el análisis de los datos, se ha utilizado la media de los cuatro valores obtenidos del Ra de cada ensayo experimental.

Previamente a la realización del ANOVA, se comprobó la normalidad de los datos, para lo cual se utilizaron las gráficas de los residuos de los valores medios del Ra . En la Figura 4.11 puede observarse que la gráfica de probabilidad normal de los residuos, con un intervalo de confianza del 95%, presenta valores que no siguen a la línea recta, por lo que, en principio, surgen dudas sobre el cumplimiento del supuesto de normalidad.

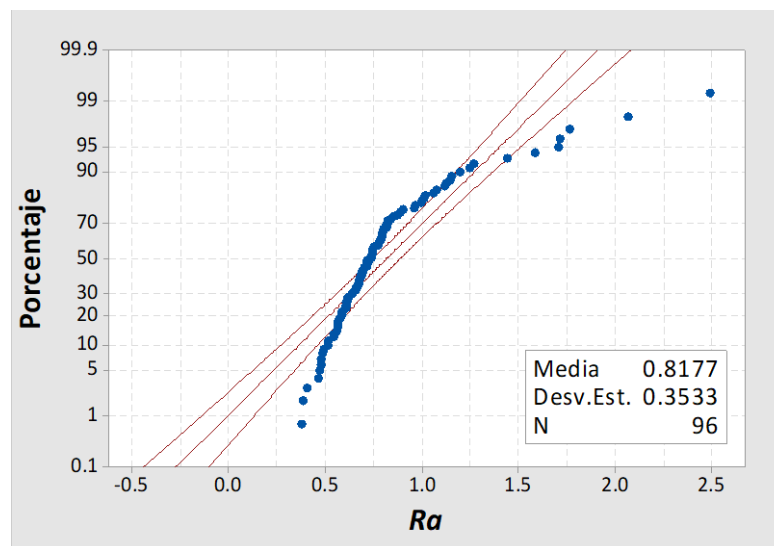


Figura 4.11. Gráfica de probabilidad normal de los valores medios de Ra .

Para realizar una valoración más precisa de la normalidad de los datos, se emplearon dos métodos. Por un lado, la prueba de Anderson–Darling y, por otro lado, la de Kolmogorov–Smirnov. Los resultados obtenidos en el valor-p de estos tests se reflejan en la Tabla 4.6, e indican, con claridad, la no normalidad de estos datos del Ra ; por lo que para realizar el análisis estadístico es necesario realizar su transformación hasta conseguir una distribución normal de la población.

Tabla 4.6. Valores-p de las pruebas de normalidad de los valores del Ra .

Factor	Anderson-Darling	Kolmogorov-Smirnov
Ra original	< 0,005	< 0,010
Ra transformado	0,736	> 0,150

Se probaron varios tipos de transformaciones de los datos iniciales, obteniéndose los mejores resultados de normalidad al emplear la transformación de Johnson. Con ella se conseguía en mayor valor-p al emplear la transformación de la familia de Johnson con variable ilimitada; obteniéndose la expresión de transformación que se recoge en la Ecuación 4.1. En ella, a los datos transformados de los valores medios del Ra , se les designa como Ra^t , siendo \sinh^{-1} la función arcoseno hiperbólico.

$$Ra^t = -1,05518 + 1,01828 \times \sinh^{-1} \left(\frac{Ra - 0,562553}{0,128499} \right) \quad (4.1)$$

Una vez se tienen los datos normalizados, tal como confirman los valores obtenidos en las evaluaciones de la normalidad recogidas en la Tabla 4.6, se está en condiciones de realizar el análisis estadístico mediante el ANOVA. En la Tabla 4.7, se muestra la media de los valores originales de la rugosidad, Ra , así como de los transformados, Ra^t para cada uno de los tratamientos en las dos réplicas realizadas y las dos profundidades, TP y BP, a las que se realizaron las mediciones de la rugosidad.

Tabla 4.7. Valores medios del Ra (μm) originales y transformados a las distintas profundidades de medición (*Original and transformed mean Ra values (μm) at the different measuring depths*).

S [m/min]	f [mm/rev]	T	D [mm]	Ra				Ra^t			
				TP		BP		TP		BP	
60	0,2	A	7,0	1,71	0,78	1,76	0,86	1,88	0,25	1,92	0,53
60	0,2	A	7,5	0,48	0,82	0,57	0,79	-1,70	0,42	-0,99	0,29
60	0,2	B	7,0	0,58	0,77	0,61	0,67	-0,89	0,22	-0,68	-0,26
60	0,2	B	7,5	0,75	0,57	0,38	0,80	0,12	-1,03	-2,21	0,34
60	0,4	A	7,0	0,79	1,06	1,27	1,13	0,31	1,04	1,39	1,17
60	0,4	A	7,5	0,52	0,67	0,57	0,72	-1,40	-0,26	-1,01	-0,02
60	0,4	B	7,0	0,58	0,97	0,64	0,82	-0,91	0,84	-0,50	0,42
60	0,4	B	7,5	0,68	0,38	0,67	0,41	-0,20	-2,23	-0,26	-2,08
60	0,8	A	7,0	0,82	0,74	0,68	0,90	0,40	0,08	-0,23	0,66
60	0,8	A	7,5	0,69	1,25	0,66	1,15	-0,14	1,35	-0,34	1,21
60	0,8	B	7,0	0,75	0,75	0,57	0,72	0,11	0,12	-1,01	-0,02
60	0,8	B	7,5	0,54	0,48	0,61	0,49	-1,21	-1,65	-0,66	-1,58
120	0,2	A	7,0	0,62	0,79	0,87	1,08	-0,63	0,28	0,58	1,07
120	0,2	A	7,5	0,80	2,49	1,01	2,06	0,32	2,41	0,94	2,15
120	0,2	B	7,0	0,69	0,58	0,47	0,70	-0,19	-0,89	-1,72	-0,12
120	0,2	B	7,5	0,60	0,70	0,84	0,61	-0,78	-0,13	0,46	-0,68
120	0,4	A	7,0	0,64	1,20	0,67	1,71	-0,45	1,29	-0,31	1,88
120	0,4	A	7,5	0,89	0,75	1,00	0,69	0,62	0,13	0,92	-0,19
120	0,4	B	7,0	1,02	0,79	0,56	0,74	0,95	0,31	-1,11	0,08
120	0,4	B	7,5	0,51	0,73	0,96	0,54	-1,44	0,05	0,81	-1,21
120	0,8	A	7,0	0,72	0,61	0,66	0,47	-0,01	-0,70	-0,35	-1,75
120	0,8	A	7,5	1,12	1,59	1,15	1,44	1,15	1,76	1,20	1,61
120	0,8	B	7,0	0,62	0,81	0,48	0,74	-0,59	0,36	-1,68	0,10
120	0,8	B	7,5	0,77	0,99	0,72	0,82	0,23	0,90	-0,02	0,40

* S =velocidad de corte; f = avance; T =tipo de herramienta; D =diámetro; Ra^t = Ra transformado.

4.3.1.1 *Análisis y modelo de la varianza.*

A la vista de los datos de la rugosidad obtenida, en general, puede considerarse que, independientemente de los niveles de los factores ensayados, se obtiene una buena calidad superficial. El margen de fluctuación de los valores medios del Ra ha variado desde $0,38 \mu\text{m}$ el menor, hasta un máximo de $2,49 \mu\text{m}$.

El principal objetivo establecido en esta primera fase experimental ha consistido en establecer si es factible realizar operaciones de retaladrado de manera segura y sostenible, manteniendo los requisitos de calidad generales establecidos en el sector aeronáutico, lo que supone que los valores de Ra se mantengan en el margen de $0,8 \mu\text{m}$ hasta $1,6 \mu\text{m}$. Si bien existen en los datos originales 5 valores que exceden del límite superior, teniendo en cuenta la regla del 16% que se recoge en la norma ISO 4288:1996 [185], el límite superior es superado por el 5,2% de los valores y, por lo tanto, se consideran que cumplen los requisitos.

Se realizó el ANOVA empleando el software Minitab 17 con un nivel de confianza del 95%; incluyendo en el modelo los términos de hasta segundo orden. En primer lugar, se consideró el modelo sin reducir, esto es, incluyendo todos los términos del modelo y, posteriormente, el modelo reducido; en que aparecen solo los efectos significativos en el modelo, mediante un proceso reiterativo de añadir o eliminar términos del modelo empleando un nivel de significancia $\alpha=0,05$.

La Tabla 4.8 contiene el ANOVA del modelo no reducido considerando los términos hasta de segundo orden, de la que se desprende la existencia de cuatro factores significativos en cuanto a su influencia en el Ra^t . De los factores principales, se tiene que la velocidad de corte, S , y el tipo de herramienta, T , son los factores significativos. De las interacciones entre factores, lo son la velocidad de corte con el diámetro de la herramienta, $S*D$, y el avance con el diámetro de la herramienta, $f*D$.

El diagrama de Pareto de los efectos estandarizado de la Figura 4.12, muestra el efecto de los factores y sus interacciones, siendo significativos los que poseen un valor superior al cuartil de la distribución t-Student $(1-\alpha/2)$ que, para los grados de libertad del error, suponen un valor de 1,992.

Para obtener un modelo reducido en el que se encuentren solo aquellos factores que tienen influencia significativa en la respuesta, desechando aquellos que no la tienen, se procede a la construcción del mejor ANOVA. Para ello, se realizan reiteraciones en el proceso sin requerir que el modelo sea jerárquico o anidado, partiendo del modelo vacío y eliminando o añadiendo términos al modelo en cada paso; empleando igualmente una significancia $\alpha=0,05$.

Tabla 4.8. Análisis de la varianza del modelo sin reducir del Ra transformado, Ra^t .

Efecto	Grados de libertad (GL)	Suma de cuadrados (SC)	Cuadrados medios (CM)	Valor-F	Valor-p
<i>S</i>	1	2,832	2,832	4,17	0,045
<i>f</i>	2	0,113	0,057	0,08	0,920
<i>T</i>	1	18,347	18,347	27,00	0,000
<i>D</i>	1	0,493	0,493	0,73	0,397
<i>MD</i>	1	0,020	0,020	0,03	0,863
<i>S * f</i>	2	0,024	0,012	0,02	0,983
<i>S * T</i>	1	0,053	0,053	0,08	0,782
<i>S * D</i>	1	14,621	14,621	21,52	0,000
<i>S * MD</i>	1	0,060	0,060	0,09	0,766
<i>f * T</i>	2	0,852	0,426	0,63	0,537
<i>f * D</i>	2	8,259	4,130	6,08	0,004
<i>f * MD</i>	2	0,839	0,419	0,62	0,542
<i>T * D</i>	1	0,527	0,527	0,78	0,381
<i>T * MD</i>	1	0,885	0,885	1,30	0,258
<i>D * MD</i>	1	0,252	0,252	0,37	0,544
Error	75	50,963	0,680	-	-
Total	95	99,140	-	-	-

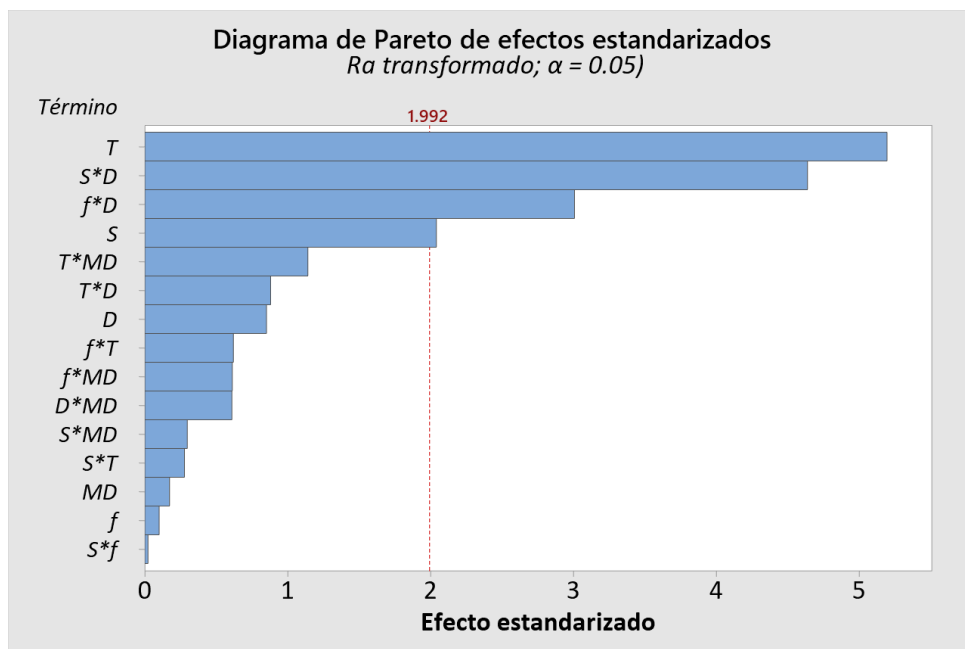


Figura 4.12. Diagrama de Pareto de efectos estandarizados del modelo sin reducir (Figure 4.12. Pareto diagram of standardised effects of the unreduced model).

El análisis ANOVA para el modelo reducido de los valores de la rugosidad transformados Ra^t queda reflejado en la Tabla 4.9. De ella se desprenden resultados

similares a los obtenidos del modelo sin reducir; siendo significativos la velocidad de corte, S , el tipo de herramienta, T , la interacción de la velocidad de corte con el diámetro de la herramienta, $S*D$, y la interacción del avance con el diámetro de la herramienta, $f*D$.

Tabla 4.9. Análisis de la varianza del modelo reducido del Ra transformado, Ra^t .

Fuentes de variación	Grados de libertad (GL)	Suma de cuadrados (SC)	Cuadrados medios (CM)	Valor-F	Valor-p
S	1	2,832	2,8319	4,63	0,034
T	1	18,347	18,3470	29,98	0,000
$S*D$	1	14,621	14,6205	23,89	0,000
$f*D$	2	8,259	4,1297	6,75	0,002
Error	90	55,081	0,6120	-	-
Total	95	99,140	-	-	-

Para la predicción de la respuesta del sistema para diferentes valores de los niveles de los factores, se ha desarrollado un modelo de la rugosidad superficial, siendo la respuesta los valores de rugosidad transformados Ra^t , expresado mediante la Ecuación 4.2. En esta fórmula se emplean los factores significativos que han sido establecidos en el análisis de la varianza. Concretamente, s , t , f y d representan los efectos de los factores; siendo μ el término independiente del ajuste de la media y ε el error. En la Tabla 4.10, se presentan los valores de los parámetros de estimación que aparecen en la ecuación.

$$Ra_{ijkl}^t = \mu + s_i + t_j + sd_{ik} + fd_{lk} + \varepsilon_{ijkl} \quad (4.2)$$

Tabla 4.10. Parámetros de estimación del modelo de predicción (Table 4.10. Prediction model estimation parameters).

Símbolo	Parámetro	Valor	Símbolo	Parámetro	Valor
s_1	60 (m/min)	-0,1718	fd_{11}	0,2 (mm/rev)*7 mm	-0,027
s_2	120 (m/min)	0,1718	fd_{12}	0,2 (mm/rev)*7,5 mm	0,027
t_1	A	0,4372	fd_{21}	0,4 (mm/rev)*7 mm	0,372
t_2	B	-0,4372	fd_{22}	0,4 (mm/rev)*7,5 mm	-0,372
sd_{11}	60 (m/min)*7 mm	0,3903	fd_{31}	0,8 (mm/rev)*7 mm	-0,345
sd_{12}	60 (m/min)*7,5 mm	-0,3903	fd_{32}	0,8 (mm/rev)*7,5 mm	0,345
sd_{21}	120 (m/min)*7 mm	-0,3903	μ	Término independiente	-0,0043
sd_{22}	120 (m/min)*7,5 mm	0,3903			

Para comprobar los supuestos de normalidad, varianza constante e independencia del modelo propuesto, se calcularon los residuos, como la diferencia entre los valores medidos y los predichos por la ecuación del modelo. De la observación de la Figura 4.13, se confirma la verificación de los supuestos de normalidad, al ajustarse los puntos a una línea recta en la gráfica de probabilidad normal; varianza constante, al contenerse los

puntos en una franja sin denotarse patrón alguno en la gráfica de los residuos frente a valores ajustados del modelo; y de independencia, al no presentarse tendencias ni patrones en la gráfica frente al orden de observación.

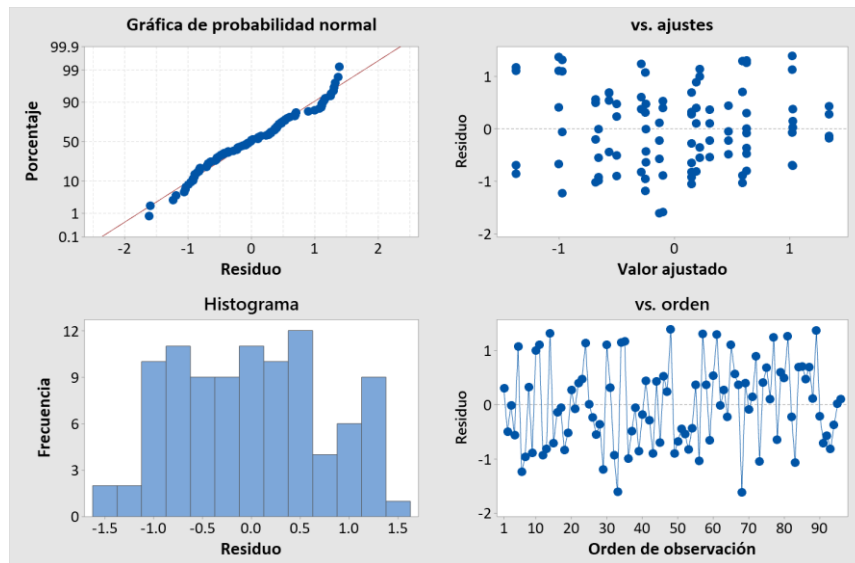


Figura 4.13. Gráficas de los residuos para el Ra transformado, Ra^t .

Una vez verificada la validez del modelo, se obtiene la predicción de los valores de Ra . Para ello, se realizó la inversa de la transformación de Johnson utilizada de la Ecuación 4.1 a partir de los valores de Ra^t obtenidos por el modelo, expresados en la Ecuación 4.2, obteniendo la Ecuación 4.3. Esta expresa la predicción de la calidad superficial mediante el Ra de las operaciones de retaladrado de la aleación de magnesio AZ91D-F, a partir de los valores de la velocidad de corte, avance, y tipo y diámetro de la broca.

$$Ra_{ijkl} = 0,562553 + 0,128499 \times \sinh\left(\frac{\mu + s_i + t_j + sd_{ik} + fd_{lk} + \varepsilon_{ijkl} + 1,05518}{1,01828}\right) \quad (4.3)$$

A partir de la Ecuación 4.3, es posible el cálculo de los valores de Ra predichos por el modelo para las distintas combinaciones de los factores significativos y sus niveles. En la Tabla 4.11, se muestran estos valores, simultáneamente a los del Ra medidos en el experimento y, el error absoluto entre los valores predichos y medidos del Ra .

A la vista de los datos de esta tabla, se puede concluir que el modelo propuesto proporciona una aceptable correlación entre los datos experimentales y los predichos; puesto que el error absoluto está por debajo de $0,28 \mu\text{m}$ en todos los casos, excepto en uno que alcanza $0,88 \mu\text{m}$. Los valores pronosticados por el modelo se encuentran por debajo del límite superior establecido en el marco de la investigación de $1,6 \mu\text{m}$, oscilando entre $0,52 \mu\text{m}$ y $1,23 \mu\text{m}$, obteniendo el mínimo valor en la combinación de velocidad de corte de 60 m/min , avance de $0,4 \text{ mm/rev}$, y empleando una herramienta tipo B (con ángulo de punta de 135°) con diámetro de $7,5 \text{ mm}$.

Tabla 4.11. *Ra* medido, *Ra* predicho y error absoluto en μm , para las distintas combinaciones de factores y sus niveles (*Measured Ra, predicted Ra and absolute error in μm , for the different combinations of factors and their levels*).

S (m/min)	T	f (mm/rev)	D (mm)	Ra Medido (μm)	Ra Predicho (μm)	Error absoluto
60	A	0,2	7,0	1,76	0,88	0,88
60	A	0,2	7,5	0,57	0,70	0,13
60	A	0,4	7,0	1,27	1,05	0,22
60	A	0,4	7,5	0,57	0,64	0,07
60	A	0,8	7,0	0,68	0,79	0,11
60	A	0,8	7,5	0,66	0,77	0,11
60	B	0,2	7,0	0,61	0,68	0,07
60	B	0,2	7,5	0,38	0,57	0,19
60	B	0,4	7,0	0,64	0,75	0,12
60	B	0,4	7,5	0,67	0,52	0,15
60	B	0,8	7,0	0,57	0,63	0,06
60	B	0,8	7,5	0,61	0,61	0,00
120	A	0,2	7,0	0,87	0,76	0,11
120	A	0,2	7,5	1,01	1,05	0,04
120	A	0,4	7,0	0,67	0,87	0,21
120	A	0,4	7,5	1,00	0,88	0,12
120	A	0,8	7,0	0,66	0,70	0,04
120	A	0,8	7,5	1,15	1,23	0,09
120	B	0,2	7,0	0,47	0,61	0,14
120	B	0,2	7,5	0,84	0,75	0,08
120	B	0,4	7,0	0,56	0,67	0,11
120	B	0,4	7,5	0,96	0,67	0,28
120	B	0,8	7,0	0,48	0,57	0,09
120	B	0,8	7,5	0,72	0,83	0,12

Estudiando el error absoluto en relación con los factores, lo cual se muestra en la Figura 4.14, se puede inferir que, el modelo se ajusta en mayor medida a los valores de rugosidad medidos. Es decir, se obtienen menores errores cuando se predicen valores con mayores velocidades de corte y avances empleando herramientas de tipo B con el mayor diámetro. La variación de la respuesta explicada por el modelo se cuantifica mediante el coeficiente de determinación del modelo, R^2 , cuyo valor es 44,4%; lo que refuerza la idea de complejidad del proceso de retaladrado estudiado y de los múltiples factores que le afectan.

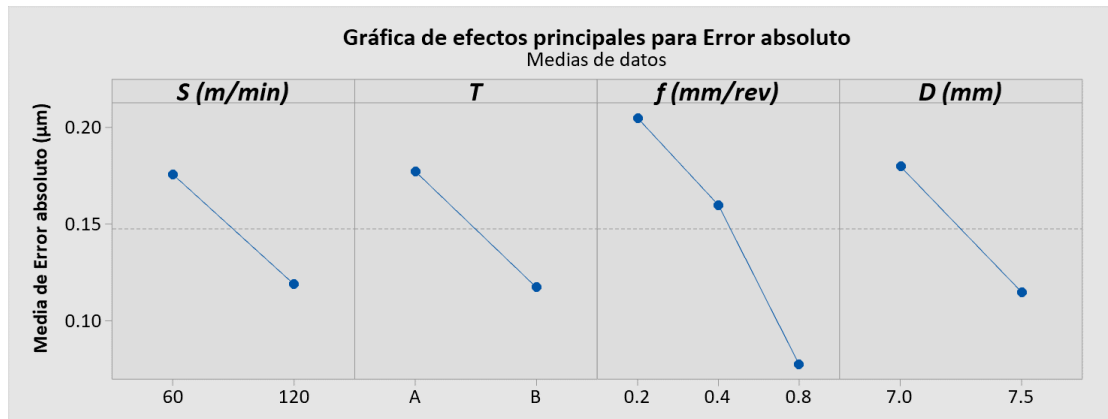


Figura 4.14. Efecto de los factores en el error absoluto del modelo de predicción.

4.3.1.2 Análisis de los factores.

A partir de los datos obtenidos del ANOVA, es posible establecer la contribución de cada uno de los factores y determinar el porcentaje que, cada uno de ellos, aporta como fuente de variación respecto al total de la variación explicada por el modelo reducido; calculado como el cuadrado medio del factor dividido entre el cuadrado medio total. El factor más importante en cuanto al porcentaje de influencia en el modelo es el tipo de herramienta, T , seguido por la interacción velocidad de corte y diámetro, S^*D ; suponiendo entre ambas alrededor del 75%, seguidas por la interacción avance y diámetro, f^*D , y, por último, la velocidad de corte, S , tal como se desprende de la Figura 4.15.

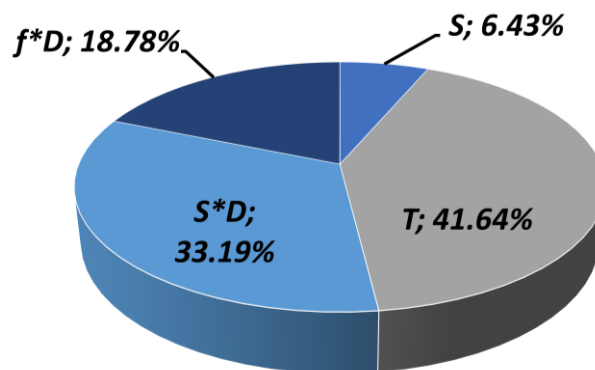


Figura 4.15. Contribución a la variabilidad del modelo de los factores significativos.

Para analizar la influencia de los factores, se va a considerar el modelo reducido de los valores transformados Ra^t ; realizando la transformación inversa para obtener las conclusiones de la influencia directamente sobre el Ra medido en el experimento.

El principal factor en cuanto a su influencia es el tipo de herramienta, T . Tal como muestra la Figura 4.16, la rugosidad de las superficies taladradas mejora significativamente cuando se emplea el tipo de herramienta B; con un valor de Ra

original igual $0,67 \mu\text{m}$ frente al valor de Ra original de $0,97 \mu\text{m}$ cuando se emplea la broca de tipo A. Reseñar que la principal característica diferenciadora de ambas brocas es el ángulo de punta que, para el tipo A es de 118° y, para el tipo B, es de 135° . Teniendo en cuenta la limitada rigidez de las brocas por su pequeño diámetro y, los relativamente altos valores de avance y velocidad de corte, la explicación de este comportamiento podría estar originado por la aparición de esfuerzos radiales. Estos esfuerzos, producirían la deformación de la broca en esa dirección, alcanzando su máximo valor en la punta de la broca, afectando negativamente a la calidad superficial. Dichos resultados corroboran los obtenidos en otras investigaciones [118], [121], [122], tal como se puso de manifiesto en el Estado del Arte, en cuanto a la repercusión de la herramienta en la rugosidad obtenida.

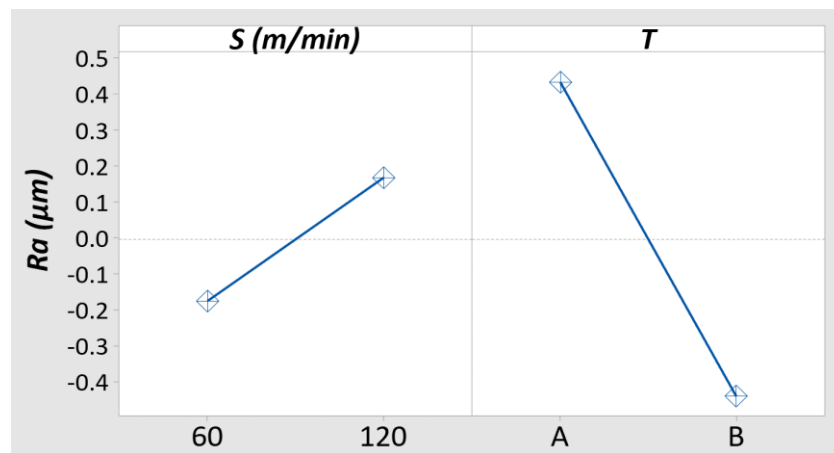


Figura 4.16. Gráfica de efectos principales de valores medios de Ra .

Respecto a la velocidad de corte, supone el factor con menor influencia en la rugosidad; alcanzando mayores valores al elevar la velocidad de corte de 60 m/min a 120 m/min , pasando de $0,76 \mu\text{m}$ a $0,87 \mu\text{m}$. Estos resultados son concordantes con las investigaciones llevadas a cabo por Weinert *et al.* [118], en operaciones de taladrado sólido en aleaciones de magnesio. Una explicación de esta influencia estaría relacionada con la presencia de fase γ que se encuentra en el eutéctico que se forma en los bordes de grano, ya que, al emplear mayores velocidades de corte, se produciría un incremento mayor de la temperatura; favoreciendo su reblandecimiento y, con ello, la formación de adhesiones que afectarían negativamente a la rugosidad.

El segundo efecto en importancia es la interacción de factores entre la velocidad de corte y el diámetro de la broca, $S*D$; si bien el diámetro, por sí solo, no mostró significancia en el modelo. El aumento de la velocidad de corte tiene efectos opuestos en los diámetros ensayados, según se desprende de la Figura 4.17. Por un lado, cuando se utiliza una herramienta con diámetro de 7 mm , se reduce ligeramente la rugosidad, pasando el Ra medido de $0,87$ a $0,76 \mu\text{m}$ y, por otro lado, cuando se emplean brocas con diámetro de $7,5 \text{ mm}$, el aumento de la velocidad de corte origina un moderado aumento de la rugosidad, pasando el Ra medido de $0,65$ a $0,99 \mu\text{m}$.

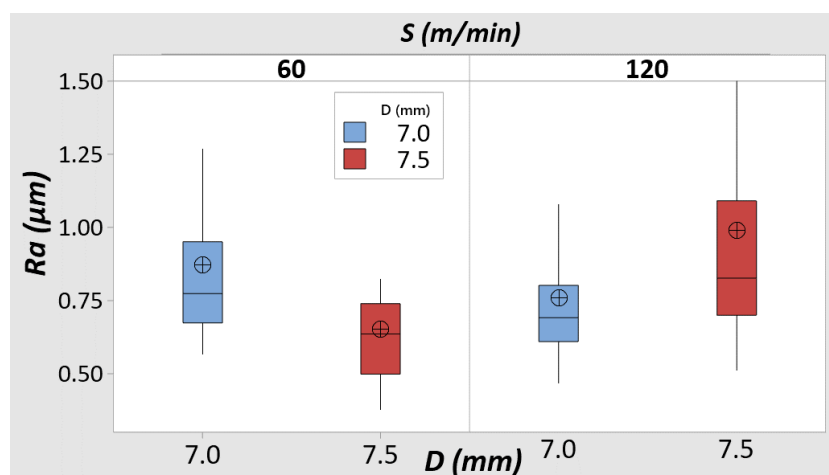


Figura 4.17. Diagrama de caja y bigotes de la interacción entre velocidad de corte y diámetro, $S \cdot D$.

La interacción entre el avance y el diámetro, $f \cdot D$, es el tercer efecto analizado con mayor influencia en el Ra , estando la respuesta mostrada en la Figura 4.18. Al emplear un avance de 0,4 mm/rev se producen efectos opuestos. Así, para brocas de diámetro 7,5 mm, un avance de 0,4 mm/rev obtiene el mínimo Ra de 0,67 μm , mientras que, para las brocas de 7 mm, obtiene el máximo valor del Ra de 0,94 μm . Por otra parte, para el diámetro de 7 mm el valor mínimo de rugosidad se obtiene al emplear un avance de 0,8 mm/rev, en el que se logra un valor de Ra de 0,69 μm .

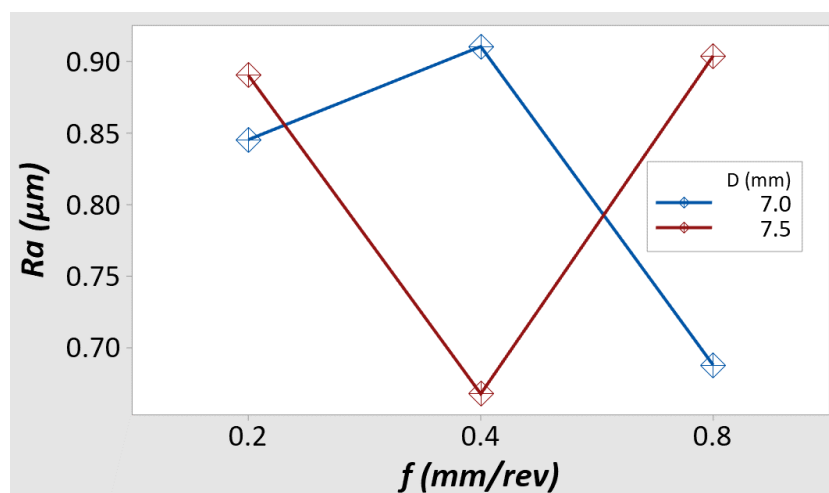


Figura 4.18. Gráfico de la interacción entre el avance y el diámetro, $f \cdot D$.

Hay que subrayar que estos resultados obtenidos en relación con las interacciones del diámetro con la velocidad de corte y con el avance, debido a la pequeña diferencia entre los valores de los diámetros de las brocas empleadas, de solo 0,5 mm, suponen un resultado inesperado. Así, posteriores estudios deberían ser realizados para aclarar este aspecto, considerando mayores diferencias entre los diámetros ensayados, lo cual puede mostrar una vía para la realización de desarrollos futuros.

Teniendo presente el marco del presente trabajo, de operación de agrandado de agujeros o retaladrado sobre la aleación de magnesio AZ91D-F, en tareas de mantenimiento y/o reparación de piezas en el sector aeronáutico y el enfoque dado de aplicación práctica del mismo, es relevante reseñar algunos aspectos tecnológicos.

De las 96 mediciones de rugosidad realizadas, solo 5 de ellas están por encima del límite superior establecido para el sector ($0,8 \mu\text{m} < Ra < 1,6 \mu\text{m}$) [167], [173]; por lo que considerando la regla del 16% establecida en la norma ISO 4288:1996 [185], es posible afirmar que, en el margen de los valores de los factores ensayados, la calidad superficial estaría conforme a estos requerimientos.

De los 5 valores de Ra medidos mayores de $1,6 \mu\text{m}$, los 5 han sido obtenidos empleando el tipo de herramienta A, con un ángulo de punta de 118° . Esto da idea de la transcendencia que tiene el tipo de herramienta siendo, de hecho, el factor con mayor contribución del modelo, en cuanto a su influencia en la calidad superficial; lo que va a influir, de manera considerable, en la dirección de la investigación llevada en la segunda fase experimental.

Es de gran transcendencia el ejecutar estas tareas de mantenimiento y/o reparación en el mínimo tiempo posible; para lo cual sería necesario emplear la mayor tasa posible de eliminación de material MRR (del inglés, *Material Removal Rate*) cumpliendo los requisitos impuestos. Para ello, sería necesario emplear los mayores valores de avance y velocidad de corte posibles, ya que esta tasa es directamente proporcional al producto del avance por la velocidad de corte [132]. Así, empleando un avance de $0,8 \text{ mm/rev}$ y una velocidad de corte de 120 m/min , se obtienen unas rugosidades medias de $0,74 \mu\text{m}$ al emplear una broca tipo B, y de $0,97 \mu\text{m}$ al emplear una broca tipo A.

Prosiguiendo con el análisis del tipo de broca, que supone el factor más significativo, el análisis de la normalidad de los datos de rugosidad de los tipos de brocas muestran que el tipo de herramienta B, es una población normal, ya que obtuvo un resultado valor-p de 0,671 en la prueba de Anderson-Darling, mientras que, para la herramienta tipo A, el valor-p fue menor de 0,005 y, por lo tanto, no es una población normal, presentando una fuerte asimetría de valor 1,62 alargándose las colas a la derecha, tal como se muestra en Figura 4.19. Este desplazamiento muestra una tendencia hacia valores mayores de rugosidad que, tal como se comentó anteriormente, pudieran estar originados por los mayores esfuerzos radiales que deformarían la herramienta afectando negativamente a la calidad superficial obtenida. Posteriores estudios podrían aclarar este aspecto, estableciendo otra línea de investigación o de desarrollos futuros.

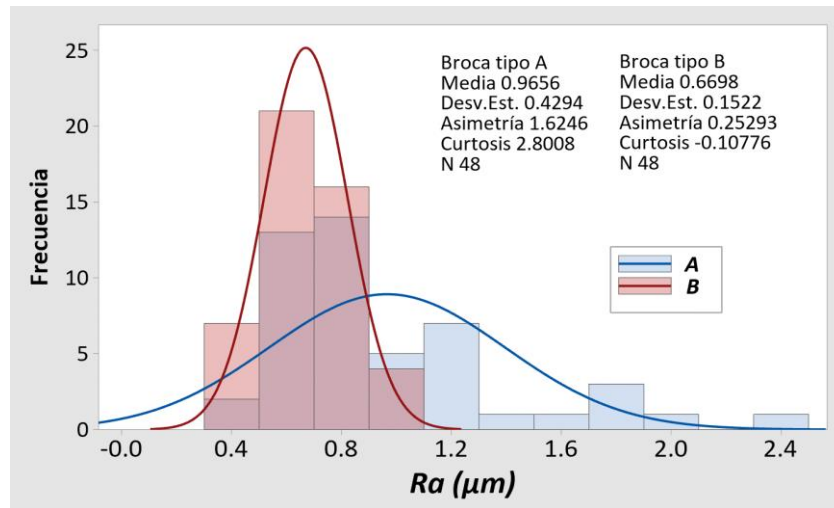


Figura 4.19. Histograma de los valores del Ra para los tipos de brocas A y B.

Reseñar que los dos tipos de brocas ensayados, además de tener, para el tipo A, un ángulo de punta de 118° y, para el tipo B, de 135° , disponen de recubrimientos distintos no especificados en las características de las brocas y probablemente no funcionales, pero cuyo efecto no puede separarse del producido por el ángulo de punta y, por lo tanto, en la segunda fase experimental se aborda la cuestión de si el tipo de recubrimiento afecta a la calidad superficial.

Contrariamente a lo que en principio podría esperarse, el avance no presentó influencia significativa sobre el Ra , aunque sí la tuvo su interacción con el diámetro de la broca. Estos resultados, en operaciones de taladrado de aleaciones de magnesio similares, corroboran los obtenidos en otros estudios. Sin embargo, existen otras investigaciones que muestran lo contrario, por lo que sería necesario un amplio trabajo para determinar las condiciones del proceso de mecanizado que determinan la aparición de esta influencia y el sentido de la misma, pero debido a la baja contribución del avance y al arduo trabajo que supondría, siguiendo el enfoque práctico otorgado a esta Tesis, no se va a considerar en la segunda fase experimental.

4.3.2 Segunda fase experimental.

Partiendo de los datos y resultados obtenidos en la primera fase experimental, se planificó la segunda fase de la investigación. Concretamente, la identificación del tipo de herramienta como factor principal en cuanto a su influencia en la rugosidad. Para avanzar en el estudio de este aspecto, se establecieron dos factores característicos de las brocas. Por un lado, el ángulo de punta y, por otro lado, el tipo de recubrimiento. Asimismo, considerando el carácter de aplicación práctica de este estudio, se planeó la simulación de la ejecución de estas operaciones en la vida real, en la que las brocas se utilizan una y otra vez, sometiénolas a afilados sucesivos y, por ello, se emplearon

brocas reafiladas con máquinas específicas; aprovechando el proceso para materializar los distintos valores del ángulo de punta empleados en el estudio.

Adicionalmente, y con el objetivo de realizar las operaciones de retaladrado de manera segura y medioambientalmente sostenible, se estudiaron, además del mecanizado en seco, el sistema de lubricación MQL; manteniendo como factor el avance y la distancia de medición de la rugosidad desde la entrada del taladro, ya que esta última aun resultando efecto no significativo en la fase anterior, no origina la realización de más ensayos individuales de mecanizado y permite, además, variar las zonas de realización de las medidas de rugosidad.

En lo relativo a las variables de respuesta, se ampliaron los parámetros de cuantificación de la rugosidad, para compensar las limitaciones que presenta el Ra . Concretamente, el Rz y el RSm , de tal manera que se obtenga una visión más amplia de la topología superficial obtenida. En este mismo sentido, las imágenes micro y macroscópicas y las imágenes 3D van a complementar los resultados obtenidos; permitiendo una visión y un conocimiento más amplios que favorezcan un mejor entendimiento de los factores que afectan a este complicado proceso.

Conjuntamente, se extendió el estudio abarcando otra característica que forma parte, además de la topología de las superficies, de la denominada integridad superficial. Para ello, se realizaron mediciones de microdureza a distintas distancias desde la superficie en la dirección radial. De la misma manera, se consideró como variable la altura de la rebaba producida, ya que puede tener consecuencias de carácter técnico-económico si no se mantienen bajo control; pudiendo dejar de ser aptos los agujeros tras el taladrado para subsiguientes operaciones de montaje o unión o, incluso, requerir mecanizados posteriores para permitir estas operaciones.

Esta segunda fase experimental consiste en un diseño factorial completo con 48 ensayos de retaladrado. Al igual que en la primera fase, se midió la rugosidad en cuatro puntos formando 90° entre sí, utilizando diversos parámetros para su cuantificación, así como la altura de la rebaba que, también, se midió en cuatro puntos. Los datos de cada una de estas mediciones individuales de rugosidad se recogen en los Anexos II, III, y IV; realizándose el análisis estadístico sobre la media de los cuatro valores obtenidos en las mediciones.

El valor medio de los parámetros de rugosidad Ra , Rz y RSm que se han mensurado en cada uno de los ensayos individuales para las combinaciones de factores y sus niveles ensayados, a las dos distancias de medición desde la entrada del taladro se recogen en la Tabla 4.12. Si bien, el orden de realización de cada uno de los ensayos se aleatorizó, el factor tipo de lubricación-refrigeración no lo fue, esto fue debido a la imposibilidad práctica de realizar una limpieza total sin dejar residuos del aceite lubricante de la pieza y las herramientas en la zona de trabajo de la máquina y su extracción plantearía problemas de centrado y posicionamiento preciso que podrían afectar a los resultados.

Tabla 4.12. Media de los valores medidos de Ra , Rz y RSm en μm , a las dos alturas de medición (Table 4.12. Mean of measured values of Ra , Rz and RSm in μm , at the two measuring heights).

γ (°)	f (mm/rev)	C	L	Ra		Rz		RSm	
				TP	BP	TP	BP	TP	BP
118	0,4	Sin	Seco	1,05	0,98	6,18	6,91	291,30	287,85
118	0,4	Sin	MQL	1,00	1,19	6,36	7,15	137,38	185,85
118	0,8	Sin	Seco	1,14	1,26	8,04	8,80	253,08	298,10
118	0,8	Sin	MQL	1,21	1,00	8,35	8,22	215,65	249,30
118	0,4	TiN	Seco	0,55	0,65	3,14	3,80	184,73	257,83
118	0,4	TiN	MQL	1,28	1,34	9,41	10,34	162,35	253,58
118	0,8	TiN	Seco	0,63	1,18	3,76	8,06	229,55	369,68
118	0,8	TiN	MQL	0,97	0,98	6,23	6,68	309,73	271,85
130	0,4	Sin	Seco	1,03	1,08	6,72	8,09	284,13	256,85
130	0,4	Sin	MQL	0,95	0,94	7,14	7,14	229,50	177,98
130	0,8	Sin	Seco	0,90	1,03	8,81	9,80	254,18	279,68
130	0,8	Sin	MQL	0,68	0,69	6,03	4,78	172,90	143,35
130	0,4	TiN	Seco	0,82	0,79	4,83	4,54	261,40	258,48
130	0,4	TiN	MQL	0,83	0,96	5,26	5,61	150,33	143,15
130	0,8	TiN	Seco	0,59	0,82	3,96	4,63	203,13	222,48
130	0,8	TiN	MQL	0,73	1,09	7,47	7,75	267,95	275,65
140	0,4	Sin	Seco	0,93	1,10	6,77	7,80	209,15	239,38
140	0,4	Sin	MQL	1,36	0,86	7,84	6,81	223,53	211,33
140	0,8	Sin	Seco	1,07	1,22	9,77	9,59	276,85	338,00
140	0,8	Sin	MQL	0,91	1,16	9,02	10,57	154,98	141,78
140	0,4	TiN	Seco	0,77	0,91	7,24	8,15	275,68	348,53
140	0,4	TiN	MQL	0,58	0,77	5,15	5,67	213,88	208,45
140	0,8	TiN	Seco	0,86	0,88	5,67	5,97	269,30	324,13
140	0,8	TiN	MQL	0,86	0,75	6,40	5,12	222,53	202,23

γ = ángulo de punta; f = avance; C =tipo de recubrimiento; L =tipo de lubricación

En lo referente a la altura de la rebaba medida en los cuatro puntos espaciados equiangularmente, H_0 , H_{90} , H_{180} y H_{270} , y los valores medios, H , para cada una de las combinaciones de los factores y niveles ensayados del diseño experimental se recogen en la Tabla 4.13.

Previamente a la realización del análisis estadístico de los datos, se ha de comprobar la normalidad de las poblaciones de los valores medios medidos de Ra , Rz , RSm , y H , para lo que se realizó su estudio empleando las pruebas de Anderson–Darling y de Kolmogorov–Smirnov, cuyos valores-p obtenidos se recogen en la Tabla 4.14. De los resultados obtenidos, se confirma la normalidad de las poblaciones de datos y, por lo tanto, se pudo continuar con el análisis de la varianza.

Tabla 4.13. Altura de la rebaba y media en μm en los ensayos experimentales (Table 4.13. Burr height and mean in μm in the experimental tests).

γ (°)	f (mm/rev)	C	L	H_0	H_{90}	H_{180}	H_{270}	H
118	0,4	Sin	Seco	100	90	80	130	100
118	0,4	Sin	MQL	30	30	20	20	25
118	0,8	Sin	Seco	70	50	110	40	67,5
118	0,8	Sin	MQL	50	110	70	60	72,5
118	0,4	TiN	Seco	50	60	60	40	52,5
118	0,4	TiN	MQL	80	90	120	130	105
118	0,8	TiN	Seco	50	110	70	50	70
118	0,8	TiN	MQL	90	60	230	130	127,5
130	0,4	Sin	Seco	120	130	130	110	122,5
130	0,4	Sin	MQL	130	60	110	200	125
130	0,8	Sin	Seco	100	130	140	110	120
130	0,8	Sin	MQL	90	70	50	110	80
130	0,4	TiN	Seco	50	130	110	110	100
130	0,4	TiN	MQL	30	40	30	40	35
130	0,8	TiN	Seco	70	80	100	60	77,5
130	0,8	TiN	MQL	110	90	110	180	122,5
140	0,4	Sin	Seco	100	140	90	170	125
140	0,4	Sin	MQL	80	100	90	50	80
140	0,8	Sin	Seco	70	90	80	110	87,5
140	0,8	Sin	MQL	100	160	150	160	142,5
140	0,4	TiN	Seco	70	100	70	100	85
140	0,4	TiN	MQL	80	80	130	250	135
140	0,8	TiN	Seco	50	70	120	60	75
140	0,8	TiN	MQL	60	90	70	70	72,5

γ = ángulo de punta; f = avance; C=tipo de recubrimiento; L=tipo de lubricación

Tabla 4.14. Valor-p de las pruebas de normalidad del Ra , Rz y RSm y altura de la rebaba, H .

Prueba de normalidad	Ra	Rz	RSm	H
Anderson-Darling	0,991	0,976	0,590	0,248
Kolmogorov-Smirnov	> 0,15	> 0,15	> 0,15	> 0,15

4.3.2.1 Análisis de la rugosidad.

Los valores medios de la rugosidad obtenida cumplirían con el margen establecido de Ra entre $0,8 \mu\text{m}$ y $1,6 \mu\text{m}$ para el marco en el que se ha encuadrado el trabajo; estando la mayor parte de los valores en esta franja, variando desde un valor mínimo de $0,55 \mu\text{m}$ hasta un máximo de $1,36 \mu\text{m}$. La variación en el Rz oscila entre $3,14 \mu\text{m}$ y $10,57 \mu\text{m}$, variando en el parámetro RSm desde $137 \mu\text{m}$ hasta $369 \mu\text{m}$. La combinación de factores que permitieron obtener una menor rugosidad superficial, fue empleando un ángulo de punta de 118° , un avance de $0,4 \text{ mm/rev}$, y un recubrimiento de TiN

mecanizando en seco, siendo la media obtenida de $Ra=0,60 \mu\text{m}$ y $Rz=3,47 \mu\text{m}$, resultando un valor del $RSm=221 \mu\text{m}$, el cual no era el menor de los obtenidos.

El análisis estadístico mediante el ANOVA de los valores del Ra medidos se muestra en la Tabla 4.15, en donde aparecen los términos significativos del modelo reducido, empleando en las iteraciones del proceso un $\alpha=0,1$; partiendo del modelo vacío en su construcción y sin requerir un modelo jerárquico. Los factores principales que mostraron influencia significativa fueron el tipo de recubrimiento, C , el ángulo de punta, γ , y la distancia de medición, MD . Entre las interacciones, fueron significativas en las de primer orden la lubricación con otros tres factores; el tipo de recubrimiento, $C*L$, el avance, $f*L$, y el ángulo de punta, $\gamma*L$. Además, resultó significativa una interacción de segundo orden, la del ángulo de punta con el recubrimiento y la lubricación, $\gamma*C*L$.

Tabla 4.15. ANOVA del modelo reducido del Ra .

Efecto	Grados de libertad	Suma de cuadrados	Cuadrados medios	Valor-F	Valor-p	P (%)
γ	2	0,1964	0,0982	4,38	0,020	17,24
C	1	0,3562	0,3562	15,90	0,000	31,25
MD	1	0,0752	0,0752	3,36	0,075	6,60
$\gamma * L$	2	0,1481	0,0740	3,30	0,048	12,99
$C * L$	1	0,1323	0,1323	5,91	0,020	11,61
$f * L$	1	0,0792	0,0792	3,54	0,068	6,96
$\gamma * C * L$	2	1,1522	0,0761	3,40	0,044	13,36
Error	37	0,8289	0,0224	-	-	-
Total	47	1,9686	-	-	-	-

γ = ángulo de punta; f = avance; C =tipo de recubrimiento; L =tipo de lubricación
 MD = distancia de medición; P =porcentaje de contribución del modelo

Teniendo en cuenta los valores obtenidos en los parámetros de rugosidad medida sobre las superficies taladradas, recogidos en la Figura 4.20, el principal factor es el tipo de recubrimiento, con una contribución respecto a la variabilidad explicada por el modelo de alrededor del 31% en el Ra , obteniéndose mejores valores de rugosidad al emplear recubrimiento de TiN ($Ra=0,86 \mu\text{m}$ y $Rz=6,03 \mu\text{m}$) respecto a las brocas sin recubrimiento ($Ra=1,03 \mu\text{m}$ y $Rz=7,78 \mu\text{m}$). Estos resultados obtenidos son concordantes con los resultados de la primera fase experimental, en el sentido de determinar la gran influencia de las características de la herramienta empleada y con lo que cabría esperar en este tipo de operaciones [132]. De la misma manera, en una investigación muy similar llevada a cabo por Gariboldi [115], se obtuvieron efectos análogos sobre la aleación AM60B, utilizando brocas de diámetro 10 mm, similares velocidades de corte y avance, y ángulo de punta de 130° , en el sentido de que el empleo de brocas con recubrimiento de TiN permitieron obtener mejores calidades superficiales con respecto a las empleadas sin recubrimiento, intensificándose este efecto conforme aumentaba el número de taladros realizados.

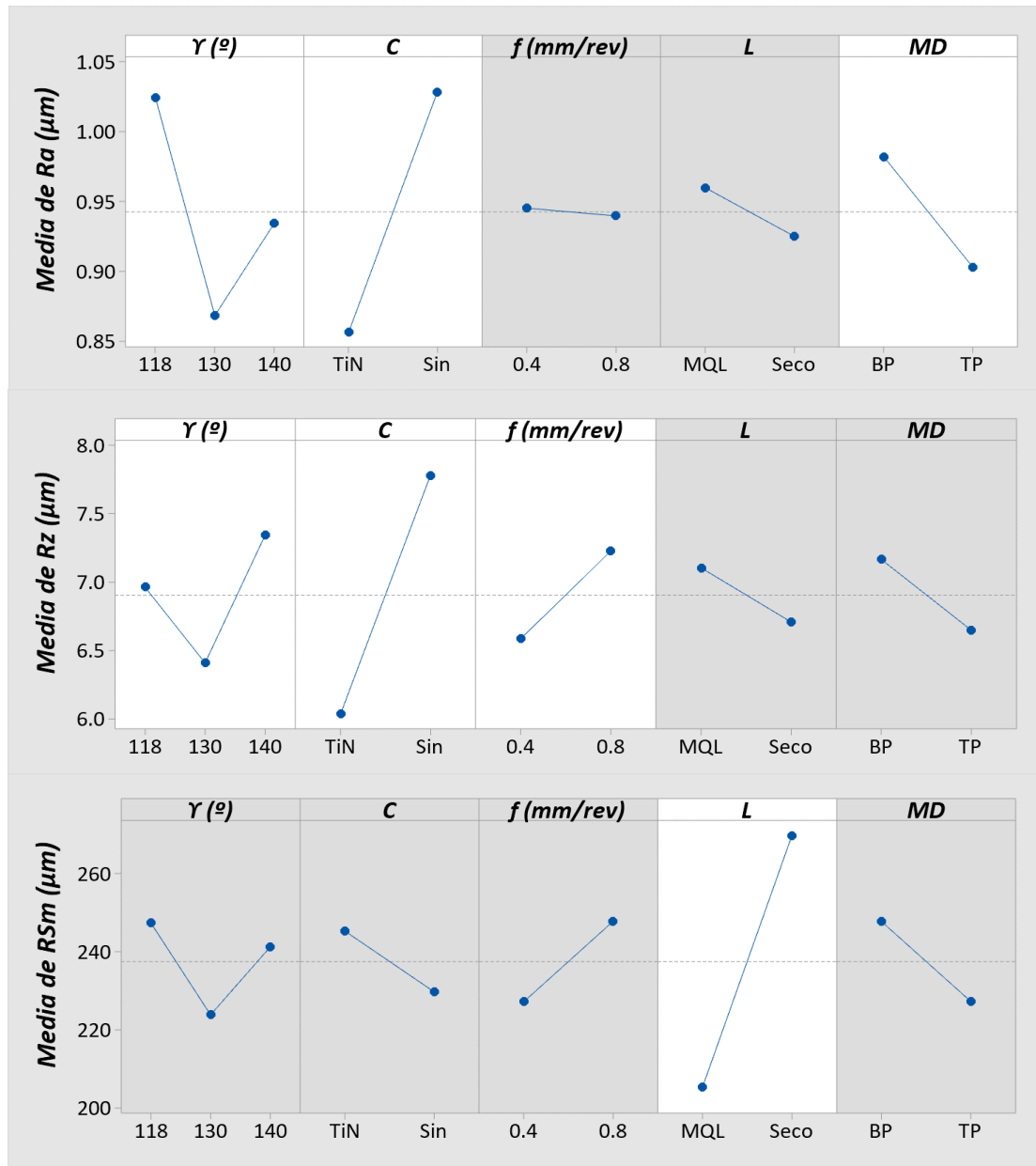


Figura 4.20. Factores principales para el Ra , Rz y RSm . Fondo blanco representa efectos significativos.

Siguiendo con la relevancia de las brocas, el ángulo de punta presenta un efecto no lineal, de tal manera que se obtiene la menor rugosidad al emplear un valor de 130° , logrando un valor del Ra de $0,87 \mu\text{m}$, respecto al uso de ángulos de 118° y 140° , que alcanzaron en el Ra valores de $1,02$ y $0,93 \mu\text{m}$, respectivamente. Sin embargo, este comportamiento difiere según se emplee recubrimiento o no; presentando una respuesta de segundo orden con un valor mínimo del Ra al emplear brocas sin recubrimiento, mientras que, al utilizar brocas con recubrimiento de TiN, la respuesta es lineal, en el sentido de reducir la rugosidad al aumentar el valor del ángulo de punta de la broca, tal como refleja la Figura 4.21. Lo que posibilita la optimización del ángulo de punta durante el afilado de la broca en función de otros parámetros del proceso, en este caso el recubrimiento de la herramienta y poder mejorar, así, la calidad superficial

obtenida. Estos resultados son concordantes con los obtenidos por Chong y Shih [122], que obtuvieron una reducción de la rugosidad al incrementar el valor del ángulo de punta, hasta el máximo ensayado de 120°, siendo completamente factible, y además lógico, que esta tendencia se mantuviese hasta llegar a un valor mínimo a partir del cual empezaría a crecer, tal como se ha puesto de manifiesto en la presente investigación.

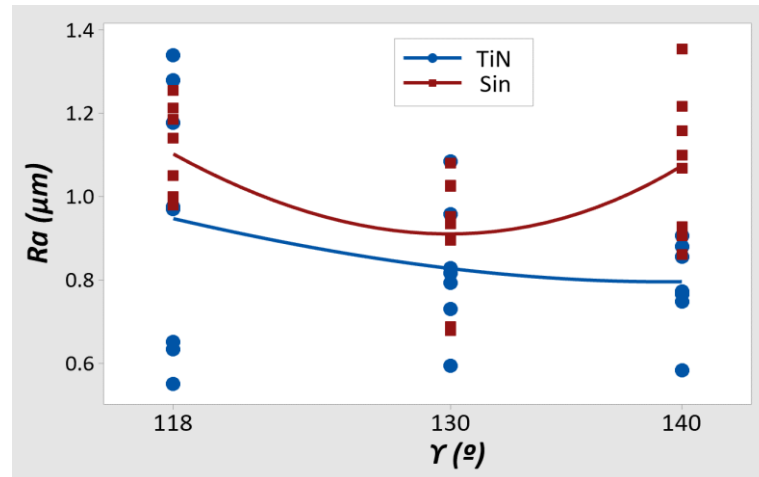


Figura 4.21. Gráfica de dispersión de valores de Ra frente al ángulo de punta.

Otro de los factores principales que ha presentado influencia sobre el Ra ha sido la distancia desde la superficie de entrada del taladro a la que se ha realizado la medición, MD ; si bien su contribución es de apenas un 6,6%, obteniéndose valores menores cuando la zona de medición estaba más cercana a la entrada del taladro. Este resultado podría estar justificado por el hecho de que, al ir avanzando en la profundidad taladrada, el proceso va volviéndose más severo, debido a la mayor dificultad en evacuar la viruta y a la menor cantidad de calor evacuado, que en el caso de emplear lubricación MQL, se ve reducido su efecto refrigerante por la dificultad del fluido de corte en alcanzar la zona de corte. Este mismo efecto, aunque no llegó a ser significativo, fue encontrado en la primera fase experimental, además de mostrarse en los datos parciales obtenidos en brocas sin recubrimiento en el estudio efectuado por Gariboldi [115], en el que obtenían mayor rugosidad al aumentar la distancia desde la entrada del taladro.

Respecto las interacciones de segundo orden, el sistema de lubricación aparece en las tres significativas con, el tipo de recubrimiento, C^*L , el avance, f^*L , y el ángulo de punta, γ^*L , ordenadas en cuanto a su porcentaje de contribución, presentándose sus efectos en la Figura 4.22. De esta gráfica se desprende que al emplear recubrimiento de TiN se logra una reducción considerable de la rugosidad al taladrar en seco, reduciendo el valor del Ra hasta 0,8 μm respecto al obtenido al emplear brocas sin recubrimiento de 1,08 μm . Al emplear lubricación MQL se consigue también reducir los valores de rugosidad empleando brocas recubiertas de TiN, pero en menor medida. Este comportamiento pudiera estar originado por el efecto lubricante del sistema MQL, que tendría gran repercusión en brocas sin recubrimiento al tener un mayor coeficiente de

fricción, siendo este efecto menor en las que emplean recubrimiento TiN, al poseer un menor coeficiente de fricción y, por tanto, se produciría menor rozamiento y calor.

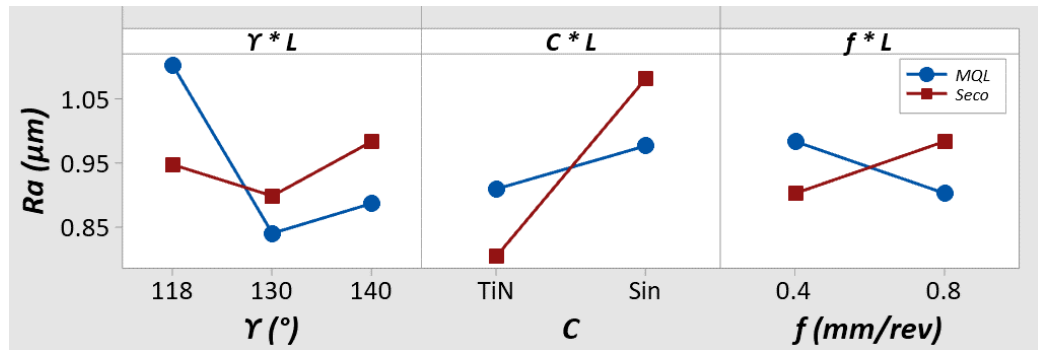


Figura 4.22. Gráfica de interacciones de la lubricación con: el ángulo de punta, γ^*L ; el recubrimiento, C^*L ; y el avance, f^*L (Figure 4.22. Plot of lubrication interactions with: point angle, γ^*L ; coating, C^*L ; and feed rate, f^*L).

Para completar el análisis de la rugosidad, además del Ra se consideraron otros dos parámetros, el Rz y el RSm , cuyos efectos principales resultantes del análisis del ANOVA se muestra en la Figura 4.20. Los resultados obtenidos para los parámetros de cuantificación de la amplitud son similares; difiriendo únicamente para el factor avance, que resultó tener un efecto significativo en el Rz , pasando de 6,58 μm a 7,23 μm al incrementar el avance de 0,4 a 0,8 mm/rev, no siendo significativo en el Ra . Similares resultados son obtenidos por Weinert *et al.* [118], si bien en sus investigaciones este efecto era más acusado en cuanto al aumento del Rz , con mayores avances e igual velocidad de corte, lubricando con de aceite o emulsión. Esto significa que el aumento del avance incrementa la distancia entre los picos y valles del perfil de rugosidad en los márgenes ensayados; no produciendo un cambio significativo en la distancia media de las alturas del perfil. Teniendo presente el marco de la investigación en tareas de mantenimiento y/o reparación, para considerar la vida en servicio y lograr su extensión, el parámetro más determinante en términos de resistencia a la fatiga sería el Rz [158], [204], lo cual implicaría el uso de un avance de 0,4 mm/rev para mejorar este aspecto.

El sistema de lubricación-refrigeración mostró influencia significativa en la anchura de los elementos de rugosidad; disminuyendo el valor del RSm considerablemente con lubricación MQL respecto mecanizado en seco, pasando de 270 μm hasta un valor de 205 μm al taladrar con MQL. Una menor anchura de los elementos del perfil, con igual amplitud, no supone una mejora; puesto que, los valles y picos formados serían más abruptos. Interesaría evaluar la influencia sobre la vida en servicio de los componentes con respecto al ratio entre los parámetros de amplitud y de anchura del perfil de rugosidad; lo que supone una dirección de futuros trabajos sobre el tema y que no se ha encontrado bibliografía que lo aborde directamente para el marco de esta investigación. Por otro lado, el RSm se relaciona con la conductividad térmica o la fricción y el desgaste, cuya transcendencia es secundaria en esta Tesis.

Es interesante destacar una consecuencia que se obtiene del empleo del sistema de lubricación MQL, que se muestra en la Figura 4.23, y que consiste en la formación de un aglomerado formado por el aceite pulverizado y las pequeñas virutas en estado de polvo originadas por los parámetros de mecanizado empleados. Concretamente, una profundidad de corte de solo 0,125 mm, que aumenta la tendencia a adherirse a las superficies tanto de la broca como de la pieza, afecta a la calidad superficial. Posteriormente, será abordado este aspecto con nuevas evidencias.

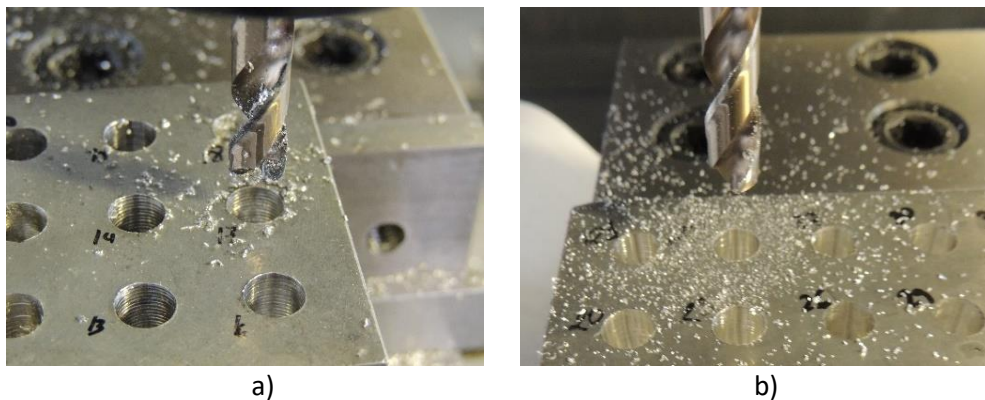


Figura 4.23. Virutas producidas con idénticos parámetros operativos; a) lubricando con MQL, y b) en seco (Figure 4.23. Chips under similar conditions; a) MQL, and b) dry machining).

La influencia presentada por el uso de un sistema de lubricación-refrigeración ha presentado una tendencia diferente, en sentido opuesto en función del ángulo de punta con el que se han afilado las brocas. La lubricación MQL empeora la rugosidad en relación con el mecanizado en seco al emplear un valor de γ de 118°, ocurriendo lo opuesto con ángulos de 130° y 140°. Bien es cierto que este empeoramiento es de bajo valor, tal como se observa en la Figura 4.24. Indicar también, respecto a las interacciones de segundo orden, que el empleo de lubricación MQL mejora el Ra al utilizar avances de 0,8 mm/rev respecto a 0,4 mm/rev; produciendo la misma mejora al emplear brocas con recubrimiento de TiN respecto a las que no lo poseen. Teniendo en cuenta estos aspectos, es necesario establecer los niveles de los factores al completo para minimizar los valores de rugosidad obtenidos en el retaladrado.

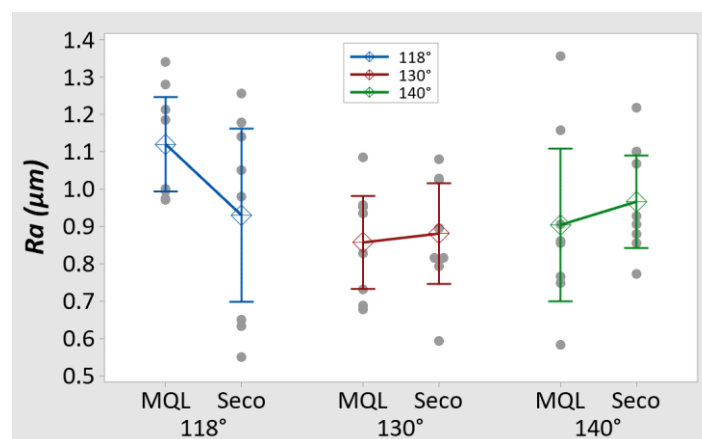


Figura 4.24. Influencia sobre el Ra de la lubricación para distintos ángulos de punta.

Los modelos reducidos de la rugosidad, cuya ecuación y parámetros de estimación se recogen en el Anexo V, obtienen unos parámetros moderadamente aceptables del coeficiente de determinación; obteniendo un valor de $R^2=57,89\%$ para el Ra , aumentando para el caso del Rz hasta alcanzar el $R^2=72,85\%$. El modelo predice el valor mínimo $0,65 \mu\text{m}$ en el Ra , para una combinación de factores de; $\gamma=130^\circ$, $C=\text{TiN}$, $f=0,4 \text{ mm/rev}$, $L=\text{Seco}$ y $MD=\text{TP}$. En el caso del Rz , para el cual el modelo no incluye el término MD , predice un valor mínimo de $4,21 \mu\text{m}$, en los mismos niveles de los factores que el Ra , exceptuando el ángulo de punta que es $\gamma=118^\circ$. Estos modelos presentan debilidades en cuanto a la explicación de la totalidad de la variabilidad aparecida; lo que refuerza la idea de la necesidad de considerar nuevos factores que afecten a la respuesta, al igual que ocurrió en la primera fase experimental.

A partir de las ecuaciones del modelo y los parámetros de estimación es posible predecir los valores del Ra y Rz partiendo de la combinación de los factores y sus niveles del ensayo. En la Tabla 4.16 se presenta los valores predichos de estos parámetros, así como el error absoluto de la estimación.

Tabla 4.16. Ra y Rz predichos por los modelos reducidos y error absoluto en μm , para las distintas alturas de medición (Table 4.16. Ra and Rz predicted by the reduced models and absolute error in μm , for the different measuring heights).

γ (°)	f (mm/rev)	C	L	TP				BP			
				$Ra_{aj.}$	Error	$Rz_{aj.}$	Error	$Ra_{aj.}$	Error	$Rz_{aj.}$	Error
118	0,4	Sin	Seco	1,05	0,00	6,58	-0,40	1,13	-0,15	6,58	0,34
118	0,4	Sin	MQL	1,09	-0,09	7,36	-0,99	1,17	0,02	7,36	-0,21
118	0,8	Sin	Seco	1,13	0,01	9,45	-1,41	1,21	0,04	9,45	-0,66
118	0,8	Sin	MQL	1,01	0,20	7,96	0,39	1,09	-0,09	7,96	0,26
118	0,4	TiN	Seco	0,68	-0,13	4,21	-1,07	0,76	-0,11	4,21	-0,41
118	0,4	TiN	MQL	1,12	0,16	8,43	0,99	1,20	0,14	8,43	1,91
118	0,8	TiN	Seco	0,76	-0,13	4,89	-1,14	0,84	0,34	4,89	3,16
118	0,8	TiN	MQL	1,04	-0,07	6,84	-0,61	1,11	-0,14	6,84	-0,16
130	0,4	Sin	Seco	0,99	0,04	8,47	-1,76	1,07	0,01	8,47	-0,39
130	0,4	Sin	MQL	0,84	0,11	5,85	1,29	0,92	0,01	5,85	1,29
130	0,8	Sin	Seco	1,07	-0,17	8,56	0,25	1,15	-0,12	8,56	1,23
130	0,8	Sin	MQL	0,76	-0,08	6,23	-0,21	0,84	-0,15	6,23	-1,46
130	0,4	TiN	Seco	0,65	0,17	4,27	0,56	0,73	0,07	4,27	0,28
130	0,4	TiN	MQL	0,84	-0,01	5,76	-0,50	0,92	0,04	5,76	-0,15
130	0,8	TiN	Seco	0,73	-0,14	5,17	-1,21	0,81	0,01	5,17	-0,54
130	0,8	TiN	MQL	0,76	-0,03	6,95	0,52	0,84	0,25	6,95	0,80
140	0,4	Sin	Seco	0,96	-0,03	7,75	-0,98	1,04	0,06	7,75	0,05
140	0,4	Sin	MQL	1,00	0,36	6,44	1,39	1,08	-0,22	6,44	0,37
140	0,8	Sin	Seco	1,04	0,02	9,00	0,77	1,12	0,09	9,00	0,59
140	0,8	Sin	MQL	0,92	-0,01	9,67	-0,65	1,00	0,16	9,67	0,89
140	0,4	TiN	Seco	0,84	-0,07	8,23	-0,99	0,92	-0,02	8,23	-0,08
140	0,4	TiN	MQL	0,77	-0,19	5,67	-0,53	0,85	-0,09	5,67	0,00
140	0,8	TiN	Seco	0,92	-0,07	6,28	-0,62	1,00	-0,12	6,28	-0,32
140	0,8	TiN	MQL	0,69	0,16	5,71	0,69	0,77	-0,02	5,71	-0,59

γ =ángulo de punta; f = avance; C =tipo de recubrimiento; L =tipo de lubricación

4.3.2.2 *Análisis de la altura de las rebabas.*

En la Tabla 4.13, se muestran los valores individuales obtenidos en las mediciones de la altura de la rebaba para cada ensayo de retaladrado. Se observa que presentan una gran variabilidad, desde un valor mínimo de 20 μm , hasta un máximo de 250 μm , siendo también considerable esta diferencia de 117,5 μm entre los valores extremos, en la media de los 4 valores medidos, H , de cada ensayo.

Para abordar el estudio de las rebabas producidas, se va a utilizar la media de los 4 valores de las alturas máximas que han sido medidas en puntos separados a 90°, H en la superficie de entrada del agujero. Los valores obtenidos del ANOVA en el modelo sin reducir, considerando solo interacciones de segundo orden son los que se presentan en la Tabla 4.17.

Tabla 4.17. ANOVA del modelo sin reducir de la altura media de la rebaba, H (Table 4.17. ANOVA of the unreduced model of the mean burr height, H).

Efecto	Grados de libertad, GL	Suma de cuadrados, SC	Cuadrados medios, CM	Valor-F	Valor-p	P (%)
γ	2	2504,7	1252,34	0,99	0,408	21,92
f	1	26	26,04	0,02	0,889	0,23
C	1	337,5	337,5	0,27	0,617	2,95
L	1	66,7	66,67	0,05	0,823	0,58
$\gamma * f$	2	672,4	336,2	0,27	0,772	5,88
$\gamma * C$	2	2826,6	1413,28	1,12	0,368	24,73
$\gamma * L$	2	959,9	479,95	0,38	0,694	8,40
$f * C$	1	66,7	66,67	0,05	0,823	0,58
$f * L$	1	1666,7	1666,67	1,32	0,28	14,58
$C * L$	1	2301	2301,04	1,82	0,21	20,13
Error	9	11350	1261,11			
Total	23	22778,1				

γ = ángulo de punta; f = avance; C =tipo de recubrimiento; L =tipo de lubricación

Entre los factores principales y sus interacciones de segundo orden, únicamente se van a analizar los que posean una contribución significativa en cuanto al modelo sin reducir; considerándose las que aporten más del 10%. Entre los factores principales, el ángulo de punta tuvo influencia significativa sobre la altura de la rebaba, aumentando esta al hacerlo el valor del ángulo. Este comportamiento presenta un considerable salto desde un valor 77,69 μm al emplear un ángulo de punta de 118°, hasta alcanzar una altura de 98 μm cuando el ángulo era 130°; siendo mucho más pequeño el aumento, de tan solo 2,38 μm , al aumentar el ángulo desde 130° a 140°, tal como puede observarse en la Figura 4.25. Esta influencia era esperable atendiendo a la mayor severidad mecánica al incrementarse el valor del ángulo de punta, tal y como se corrobora en otros estudios que han abordado esta relación [132]. Es interesante destacar los resultados obtenidos disgregados por el tipo de recubrimiento, en los cuales, al emplear un

recubrimiento de TiN en las brocas, las variaciones en la altura de la rebaba eran mínimas al variar el ángulo de punta; en contraposición al uso de brocas sin recubrimiento, en donde la mejora fue notable de alrededor del 40% de reducción, disminuyendo hasta un valor de 66,5 μm cuando se empleaba un ángulo de 118°, desde los valores de 112 y 108,75 μm cuando era de 130° y 140° respectivamente, como puede verse en la gráfica de la interacción entre el ángulo de punta y el recubrimiento, γ^*C , que se muestra en la Figura 4.26.

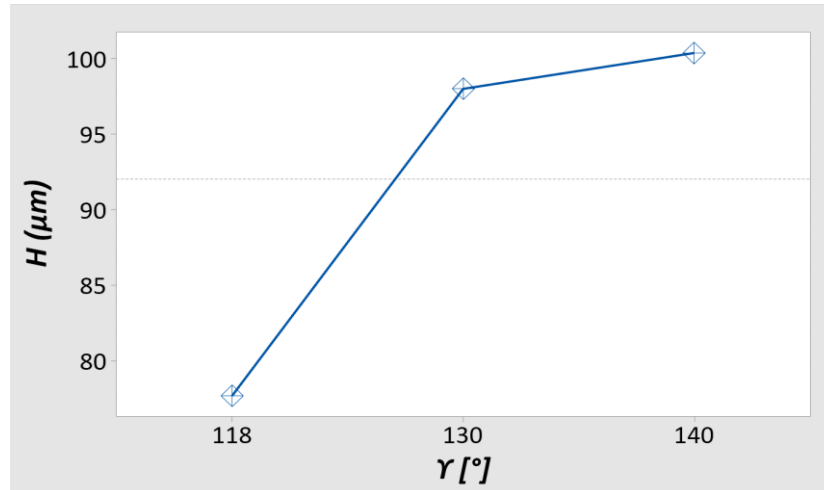


Figura 4.25. Influencia del ángulo de punta, γ , sobre la altura de la rebaba media, H .

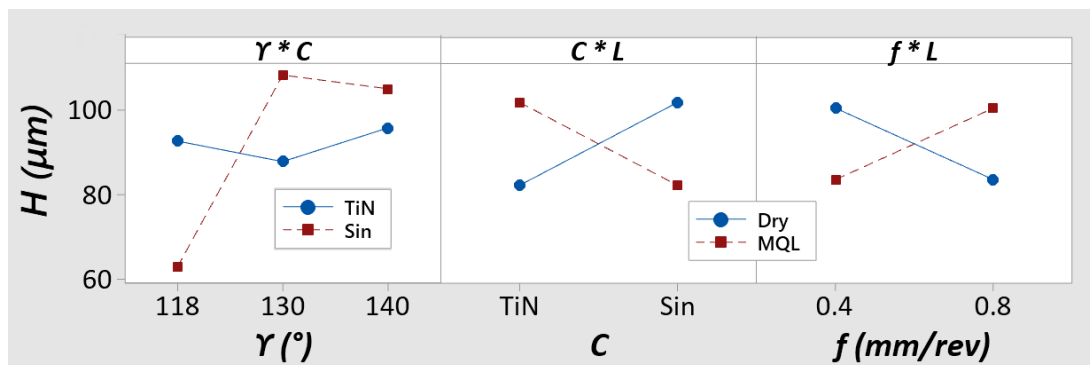


Figura 4.26. Interacciones significativas sobre la altura de la rebaba media, H (Figure 4.26. Significant interactions on the average burr height, H).

Las otras dos interacciones significativas lo son del sistema de lubricación-refrigeración con el tipo de recubrimiento, C^*L , y con el avance, f^*L ; siendo la primera la que presenta una contribución mayor del modelo, alcanzando cerca del 35% entre ambas. Cuando se emplea lubricación MQL, se obtienen menores alturas de la rebaba con brocas sin recubrimiento y un avance de 0,4 mm/rev, ocurriendo lo contrario al mecanizar en seco, en donde se obtienen las rebabas más pequeñas al emplear brocas con recubrimiento de TiN y un avance de 0,8 mm/rev. Una explicación parcial a este comportamiento al taladrar en seco vendría proporcionado por el aumento de las tensiones producidas al emplear un valor mayor del avance, que evitaría la formación de grandes rebabas por el proceso de ruptura de las virutas formadas, en línea con las investigaciones y resultados obtenidos por Yazman et al. [53]. De este modo, se puede

justificar el comportamiento opuesto al emplear lubricación MQL; el menor rozamiento podría reducir las tensiones generadas en el corte, de tal manera que, al aumentar el avance, no se alcanzan las tensiones suficientes para facilitar la rotura de las virutas. Esta conjetura debe ser confirmada en ensayos con mayor profundidad que específicamente abarquen este tema. Otra explicación podría estar en los resultados obtenidos por Dornfeld et al. [194], que obtuvieron para aleaciones ligeras de titanio, en los que se muestra que la altura de la rebaba presentaba un máximo a un determinado avance. Por lo que es factible asumir que este máximo varía con la aplicación de distintos tipos de lubricación-refrigeración, lo cual podría esclarecer este comportamiento en el margen de los avances ensayados. No obstante, aunque las investigaciones efectuadas por Costa et al. [205] obtuvieron resultados similares consistentes en una mayor altura de la rebaba, al taladrar con lubricación MQL respecto al mecanizado en seco empleando brocas con recubrimiento, no quedan explicados en su totalidad los resultados alcanzados en el presente trabajo en relación a las interacciones del sistema de lubricación-refrigeración, por lo que ciertamente se presenta como una posible vía de desarrollo futura.

4.3.2.3 *Análisis de otras variables.*

Debido a que las superficies mecanizadas presentan una geometría cilíndrica, las imágenes obtenidas por medios microscópicos tienen acentuado el problema de la limitada profundidad de campo, por lo que solo aparece enfocada una pequeña parte de estas. Para mejorar este aspecto y, al mismo tiempo, obtener imágenes topológicas en tres dimensiones de las superficies, se empleó la técnica EDF y el software libre ImageJ y el plugin "Stack Focuser", ambos empleados en ciencia e ingeniería para ese cometido. Estas imágenes junto con imágenes macroscópicas y los datos de rugosidad superficial, van a permitir realizar un análisis más completo de la topología de las superficies taladradas. Adicionalmente, el perfil de microdureza complementará el análisis topológico, de tal manera que se tendrá una mayor extensión en el estudio de la integridad superficial obtenida.

Para acceder a las superficies internas mecanizadas y poder realizar los análisis complementarios, se seccionaron longitudinalmente determinados agujeros correspondientes a los ensayos de retaladrado que recogían los principales factores en cuanto a su influencia en la rugosidad superficial. Estos factores fueron el tipo de recubrimiento y el ángulo de punta, por serlo en relación con el Ra , y el avance, por ser estadísticamente significativo en la respuesta del Rz . Así, los agujeros seleccionados son los correspondientes a los valores extremos de la rugosidad obtenida, y cuyos niveles de los factores son los mostrados en la Tabla 4.18.

Tabla 4.18. Parámetros operativos de los agujeros seccionados (*Table 4.18. Operating parameters of sectioned holes*).

N.º Taladro	C	γ [°]	f [mm/rev]
1	TiN	130	0,4
2	TiN	130	0,8
3	Sin recubrimiento	118	0,4
4	Sin recubrimiento	118	0,8

El estudio de las imágenes macroscópicas obtenidas de las superficies de estos agujeros permite distinguir 3 zonas que presentan distintas características topológicas, tal como se muestra en la Figura 4.27. La zona inferior designada como (a), corresponde al fondo o la parte de mayor profundidad del agujero, en la que se distinguen, de forma clara, unas marcas oblicuas a la dirección del avance, que va de derecha a izquierda, tal como se puede ver en las imágenes 1a, 2a, 3a y 4a de la Figura 4.27. Estas marcas son el resultado del movimiento de retroceso de la herramienta. Para sustentar esta afirmación basta con considerar dos hechos; por un lado, la dirección de las marcas coincide con la dirección de dicho movimiento de retroceso de la broca y, por otro lado, el espaciado entre marcas no coincide con el avance empleado en el mecanizado, sino que lo es con el máximo avance establecido en la máquina para los movimientos en vacío durante el ciclo de taladrado empleado en su mecanizado. Además, este espaciado es constante e independiente del avance empleado.

En la parte central de los taladros, designada como zona (b), se diferencian dos direcciones en las marcas que muestran la superficie. Por un lado, al igual que en la zona (a) aparecen marcas en la dirección de retroceso de la broca y, por otro lado, unas marcas con una inclinación contraria resultado del movimiento de avance de la herramienta. Esta afirmación se sustenta en la dirección que presentan estas marcas, además del hecho de que su espaciado de 0,4 mm, el cual se refleja en la imagen 1b de la Figura 4.27, es compatible con el avance empleado en su mecanizado, esto es 0,4 mm/rev. Estas mediciones entre marcas están indicadas en color blanco, mientras que la escala de las imágenes se muestra en la esquina inferior derechas en color rojo.

La parte superior de los taladros, que está adyacente a la superficie de entrada de la broca, corresponde con la zona (c), en la cual hay cierta prevalencia de las marcas correspondientes al movimiento de avance de la broca. En esta zona, al igual que ocurre en la zona (b), aparecen marcas de forma aproximadamente equiaxial y tamaño variable, las cuales se designan como picaduras. La distribución de estas picaduras parece mostrar cierta tendencia a su aumento en número y tamaño conforme la zona se acerca a la superficie de entrada del taladro.

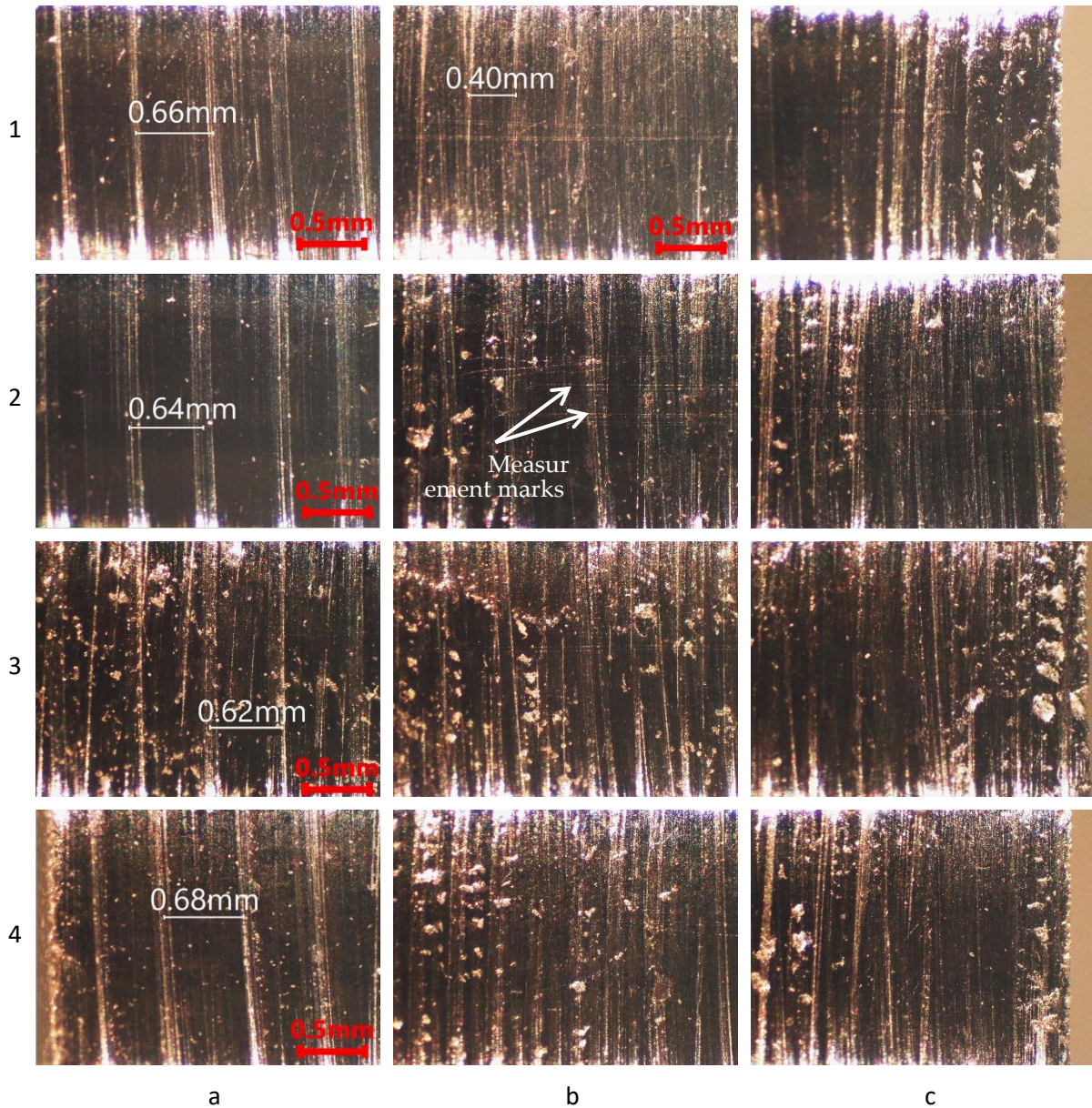


Figura 4.27. Imágenes macroscópicas de los agujeros seccionado a tres profundidades distintas, (a) zona inferior, (b) zona media, y (c) zona superior del agujero (Figure 4.27. Macroscopic images of the holes sectioned at three different depths, (a) bottom zone, (b) middle zone, and (c) top zone of the hole).

En algunas partes de las imágenes de las superficies, se pueden distinguir unas finas marcas en la dirección horizontal. Estas están posicionadas en la parte inferior de un plano transversal del taladro, tal como se observa en la imagen 2b de la Figura 4.27. Estas marcas han sido producidas en el proceso de medición de la rugosidad empleando un rugosímetro de palpador, que lleva esa dirección en su recorrido de medición. Adicionalmente, como puede observarse en las imágenes 1a, 2a, 3a y 4a, esas marcas no aparecen, lo cual es debido a que en el fondo del taladro no fue posible realizar la medición de la rugosidad debido a que la longitud del brazo del palpador de rugosímetro no alcanzaba la zona más profunda del taladro.

Es posible establecer una relación entre las picaduras y la rugosidad superficial obtenida a partir de los datos obtenidos de los valores de Ra para los distintos ángulos de punta y tipo de recubrimiento empleado, los cuales se reflejan en la Figura 4.21. Las picaduras que se exponen en las imágenes se muestran en un mayor número en los agujeros 3 y 4 si se comparan con el 1 y el 2; habiendo sido mecanizados estos últimos empleando un ángulo de punta de 130° y recubrimiento de TiN, que se corresponden con los niveles que obtuvieron menores valores de rugosidad y, por lo tanto, se puede concluir que la aparición de estas picaduras, influyen negativamente la calidad superficial obtenida.

Para realizar un estudio más en profundidad de las marcas que aparecen en las imágenes de las superficies taladradas se realizó una reconstrucción topológica mediante una imagen 3D; empleando, para ello, la técnica de EDF con el plugin “Interactive 3D Surface plot” del software ImageJ [206]. Para la creación de la reconstrucción en 3D se partió de una serie de 51 imágenes, las cuales se tomaron enfocando sucesivamente a distintas distancias focales de las cuales se presenta una muestra en la Figura 4.28, realizándose la reconstrucción mediante el empleo del software antes indicado.



Figura 4.28. Muestra de imágenes de la secuencia para creación de la imagen 3D.

A partir de la reconstrucción realizada, es posible obtener una imagen que mantiene enfocados todos los puntos de esta, además de una reconstrucción en 3D de la topología de la superficie, presentándose ambas en la Figura 4.29, lo que va a permitir caracterizar la textura de las alteraciones superficiales.

En la Figura 4.29 se observan las imágenes obtenidas mediante el procesado de la secuencia. En la imagen 1a se puede ver la composición que muestra todas las partes de la imagen totalmente enfocada, presentándose en la 2a las curvas de isonivel que reflejan las alturas de la superficie. La 1b representa la reconstrucción topológica de la superficie incluyendo la textura de imagen enfocada 1a, siendo la 2b esa misma reconstrucción topológica empleando colores identificativos para cada altura.

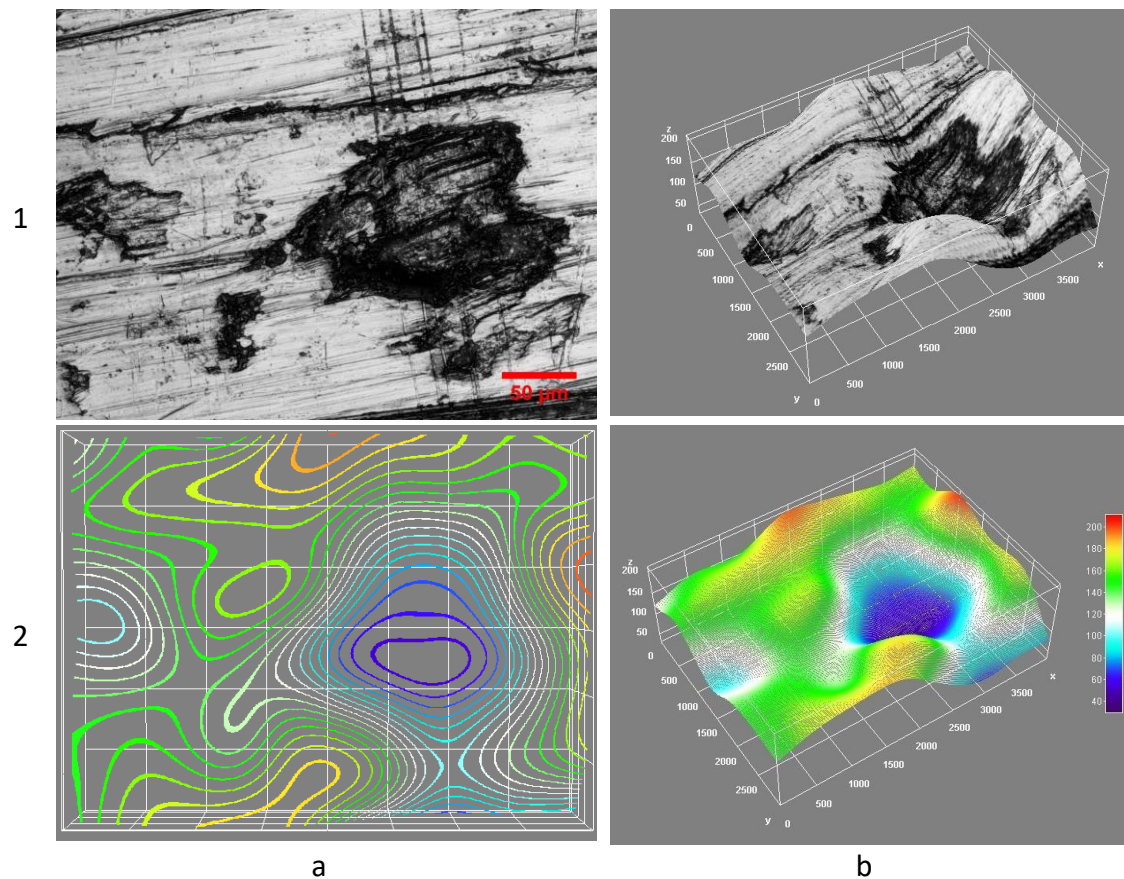


Figura 4.29. (1a) Imagen de la superficie totalmente enfocada, (2a) curvas de isonivel, (1b) y (2b) reconstrucciones topológicas (Figure 4.29. 1a, fully focussed surface image; 2a, iso-level curves; 1b and 2b, topological reconstructions).

Tal como se aprecia en la Figura 4.29, se refuerza la afirmación de que las picaduras que muestran la superficie forman valles o hundimientos sobre la superficie mecanizada. Una explicación de estas picaduras estaría relacionada con las pequeñas virutas o partículas de magnesio que se han formado en la operación de retaladrado empleando las condiciones de los ensayos, que se mostraron en la Figura 4.23. Estas se quedarían atrapadas entre la superficie cilíndrica mecanizada y la parte exterior de las brocas; produciendo con el movimiento tensiones de contacto y deformaciones que logran desprender partículas de la superficie de la pieza y dan como resultado las

picaduras que han sido mostradas en la Figura 4.27. No obstante, esta hipótesis requeriría de ensayos posteriores que pudieran abordar este proceso en profundidad y, así, confirmar, o no, lo aquí planteado.

Siguiendo esta misma metodología, se van a examinar las marcas presentes en la parte más profunda de los taladros, atribuidas al movimiento de retroceso de la herramienta. En la Figura 4.30a se puede observar una de estas marcas en su imagen enfocada, la cual sigue la dirección compatible con el movimiento de retroceso. En la Figura 4.30b de la izquierda se observa la reconstrucción topológica, donde se muestra claramente que dichas marcas suponen una elevación sobre la superficie, formando picos o crestas, lo que supone que no han sido formadas en proceso de eliminación de material, sino que lo fueron en procesos de deposición. La explicación de este fenómeno podrá estar en la ya mencionada alta tendencia del magnesio a formar adhesiones sobre la herramienta, las cuales han sido muy prematuramente evidenciadas sobre el margen de las brocas en el presente trabajo, así como en diversos estudios anteriores, y que durante el movimiento de retroceso se adherirían sobre la superficie taladrada originando las marcas presentes en las superficies.

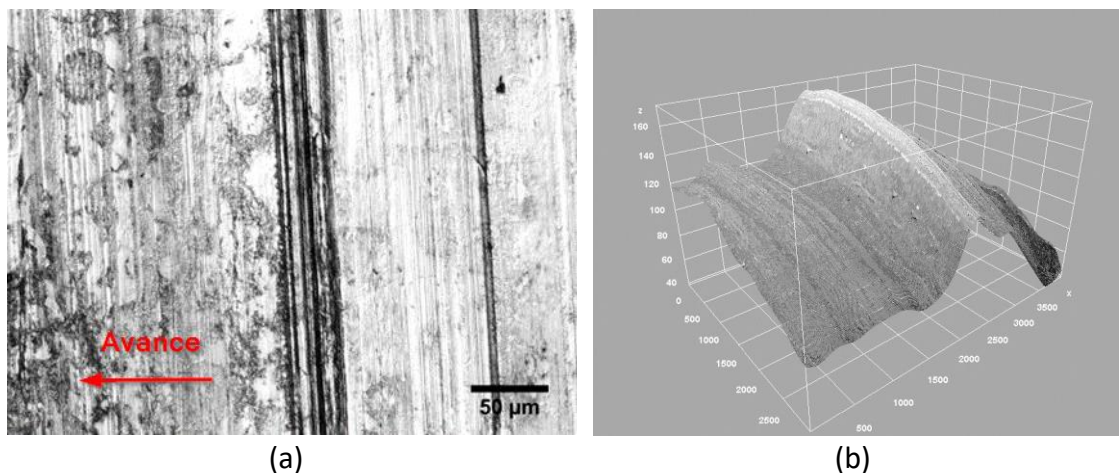


Figura 4.30. Marcas del movimiento de retroceso: a) imagen enfocada, y b) reconstrucción topológica (Figure 4.30. Backward movement marks: (a) focused image, and (b) topological reconstruction.).

En lo relativo a la microdureza superficial, la medición de la huella producida por el indentador Vickers con una carga de 10 g se realizó ópticamente empleando una ampliación de 500 aumentos del cual está provisto el microdurómetro Shimadzu HMV-2000. La medida se lleva a cabo mediante la alineación del eje con la diagonal de la huella y posicionando las líneas de medición en los vértices opuestos tal como refleja la Figura 4.31. Este proceso se realizó en las dos diagonales, calculándose automáticamente el valor de la microdureza obtenida.

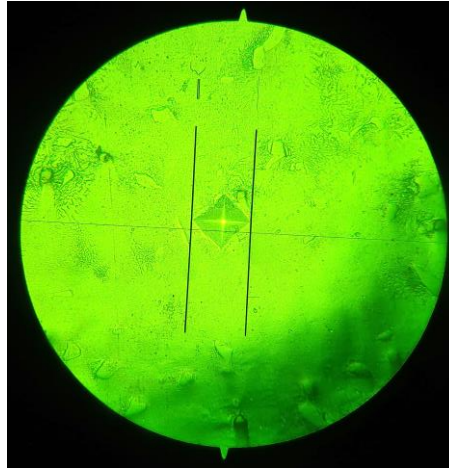


Figura 4.31. Medición óptica de la huella en el ensayo de microdureza.

Las medidas de la dureza se realizaron a varias distancias desde la superficie mecanizada en la dirección radial sobre los agujeros seccionados previamente y de los cuales se obtuvieron las imágenes microscópicas. Los valores de dureza Vickers obtenidos en el material en bruto, tomados en áreas suficientemente alejadas de la zona de los agujeros mecanizados, mostraban una variación en la dureza desde 64 hasta 75 HV. Esta variación considerable en los valores de microdureza puede estar justificada por los valores de carga de 10 g empleados que originan huellas de muy pequeño valor, siendo las diagonales de alrededor de tan solo 16 μm , lo cual propiciaría distintos valores al abarcar distintas proporciones de las fases presentes en la aleación, las cuales presentan distintas durezas.

De los valores medidos, se desprende la disminución de los valores de microdureza conforme se aumenta la distancia desde la superficie mecanizada, alcanzando los valores iniciales del material en bruto alrededor de una profundidad de 1,5 mm, tal como se refleja en la Figura 4.32.

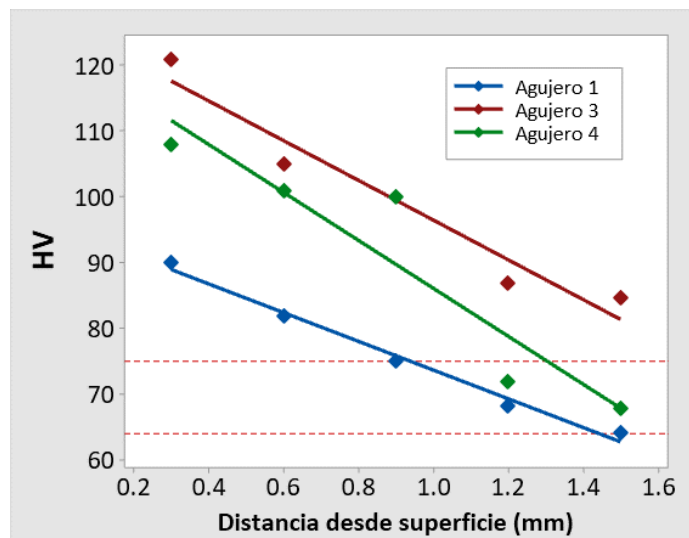


Figura 4.32. Microdureza Vickers de los taladros seccionados a distintas distancias de la superficie (Figure 4.32. Vickers microhardness at different distances from the surface).

El aumento de dureza obtenido en las zonas aledañas a la superficie taladrada está relacionado con los parámetros operativos empleados. El uso de herramientas con un ángulo de punta de 135° y recubrimiento de TiN obtiene menores valores en el incremento de la dureza que los obtenidos al emplear brocas con ángulos de punta de 118° sin recubrimiento. Estos resultados son similares a los obtenidos en cuanto a la mejora de la calidad superficial lograda empleando las mismas condiciones. Se puede postular la hipótesis de que el incremento de los valores de la dureza han sido debidos a los fenómenos de endurecimiento por deformación, que habrían sido de mayor magnitud que los efectos de reblandecimiento originados por los efectos térmicos del mecanizado, que han sido descritos en el Estado del Arte y obtenidos específicamente por Bhowmich [22]. Asimismo, el empleo de condiciones de corte más severas produce un aumento en el valor del endurecimiento superficial; originando, al mismo tiempo, un incremento de la rugosidad.

Este resultado debido al pequeño número de ensayos realizados requeriría un posterior y más profundo estudio para corroborar la tendencia obtenida, en el que se seleccionaran los parámetros operativos de tal manera que se acomodasen los valores obtenidos de calidad superficial y los requerimientos en servicio del componente real en su uso; optimizándolos para mejorar características mecánicas del material como la resistencia al desgaste o la tenacidad sobre las cuales tendrían influencia el endurecimiento conseguido.

4.3.3 Resumen.

La primera fase experimental ha permitido comprobar que es factible realizar operaciones de retaladrado en tareas de mantenimiento y/o reparación de componentes aeronáuticos fabricados en la aleación AZ91D-F, de manera medioambientalmente sostenible y cumpliendo los requisitos de seguridad y generales de calidad establecidos para el sector, debiendo mantenerse los valores de Ra en la franja de 0,8 μm a 1,6 μm . De los valores individuales de Ra , solo 5 superaban el límite anteriormente fijado, pero considerando la regla del 16% establecida en la ISO 4288:1996 [185], se verifica el cumplimiento de los requisitos de calidad superficial. Dichos valores, se han obtenido empleando brocas tipo A, con ángulo de punta de 118°. Además, el principal factor ha resultado ser el tipo de broca, lo que confirma la relevancia del tipo de herramienta, aspecto este ya puesto de manifiesto previamente en el Estado del Arte, y se ha tenido en cuenta en el planteamiento de la segunda fase experimental, de manera que se pueda discernir la influencia de distintas características de las brocas sobre la calidad superficial.

La influencia del tipo de broca ha determinado incluso que la población de los valores de rugosidad empleando el tipo B, con un ángulo de punta de 135°, fuera no normal, presentando una fuerte asimetría y curtosis positiva, reflejado en un aumento de los valores de rugosidad. Contrariamente a lo que en principio podría suponerse, el

avance no ha tenido influencia significativa en la rugosidad, siendo estos resultados similares a los obtenidos en otros trabajos análogos. Sin embargo, también existen trabajos que afirman lo contrario, por lo que este punto necesitaría de un profundo análisis experimental que permitiera establecer las condiciones operativas que originan ambos efectos.

Las interacciones del diámetro de la broca con la velocidad de corte y con el avance han sido las interacciones significativas, además de la velocidad de corte, entre los factores principales; siendo la interacción del diámetro con el avance y, la velocidad de corte, los que menor influencia tuvieron en la calidad superficial.

Considerando la importancia de los aspectos prácticos y de realizar las operaciones en el menor tiempo posible, es crucial aumentar la tasa de eliminación de material (MRR). Esta es directamente proporcional al producto del avance por la velocidad de corte. Por tanto, para aumentar la productividad se han de establecer los mayores niveles de estos factores, es decir, 0,8 mm/rev y 120 m/min. Con ellos, los valores medios de Ra son de 0,74 μm para el tipo de broca A y de 0,97 μm para el tipo B.

En lo que respecta a la segunda parte experimental, se ha estudiado el proceso de retaladrado de la aleación de magnesio AZ91D-F empleando diferentes parámetros operativos. En particular, brocas con distintos valores del ángulo de punta y tipos de recubrimiento. Su principal objetivo era estudiar su influencia en la calidad y la integridad superficial de los agujeros mecanizados. Se ha puesto de manifiesto la complejidad de los fenómenos que afectan a las superficies obtenidas y se ha mostrado que estas necesitan varias variables para su estudio; además de variar conforme se va avanzando en el proceso de retaladrado, afectando consecuentemente a la topología y rugosidad producidas.

Con el uso de brocas reafiladas es posible cumplir los requerimientos generales de calidad establecidos para el sector, obteniéndose valores medios del Ra por debajo de 1,4 μm . Adicionalmente, se han podido establecer las condiciones de las herramientas y los parámetros del proceso que permiten optimizar los valores de calidad e integridad superficial obtenidos en el mecanizado.

Las características de las brocas son fundamentales con relación a la rugosidad obtenida. El ángulo de punta y el tipo de recubrimiento son factores clave en los resultados. En particular, el tipo de recubrimiento es el principal factor en cuanto a su contribución al Ra ; obteniéndose menores valores de la rugosidad superficial al emplear recubrimientos de TiN. Además, el ángulo de punta resultó ser otro factor significativo, presentando una respuesta de segundo orden. Concretamente, para el valor de 130° se minimiza la rugosidad superficial. La profundidad desde la entrada del taladro era otro factor significativo, empeorando la rugosidad conforme se avanzaba en la profundidad del taladro.

Los resultados obtenidos en cuanto al Rz son similares a los del Ra , pero, en este caso, habría que añadir que el avance mostró un efecto significativo sobre este

parámetro, aumentando la rugosidad al aumentar el avance. Teniendo esto presente, la combinación de las diferentes condiciones de corte ensayadas en este estudio que minimizan la rugosidad, con independencia del uso de lubricación-refrigeración, serían: un ángulo de punta de 130°, recubrimiento de TiN, y un avance de 0,4 mm/rev. Si se quiere aumentar la productividad, el empleo de un avance de 0,8 mm/rev permite obtener valores muy cercanos a los anteriores, tal como reflejan las combinaciones 1 y 2 de la Tabla 4.19, empleando, para ello, la mitad de tiempo en las operaciones de retaladrado.

Tabla 4.19. Combinación de las condiciones de corte de retaladrado que minimizan la rugosidad (Table 4.19. Cutting parameters minimising roughness values).

N.º combinación	γ (°)	C	f (mm/rev)	L	Ra (μm)	Rz (μm)	H (μm)	Tiempo (s)
1	130	TiN	0,4	MQL / Seco	0,85	5,06	67,5	1,26
2	130	TiN	0,8	MQL /Seco	0,81	6,01	100	0,63
3	118	Sin	0,4	MQL	1,02	6,54	25	1,26
4	118	TiN	0,4	Seco	0,60	3,47	52,5	1,26

En lo relativo a la altura de la rebaba obtenida, se mostró nuevamente la relevancia de las características de la herramienta, siendo el ángulo de punta el principal factor en cuanto a su contribución. Pudieron observarse menores alturas de la rebaba al emplear menores ángulos de punta. Este mismo efecto se observó al emplear brocas con recubrimiento de TiN, que disminuyeron la rebaba respecto al uso de brocas sin recubrimiento. Teniendo presente la optimización de la respuesta, tanto de la rugosidad como de la altura de la rebaba, con el empleo de brocas con un ángulo de punta de 118° se consiguen reducciones considerables de la altura de la rebaba sin originar grandes variaciones en la rugosidad. En la Tabla 4.19 se presentan las combinaciones 3 y 4 que respectivamente obtienen la mínima altura de la rebaba, y la respuesta optimizada de la altura de la rebaba y la rugosidad.

Las imágenes macroscópicas mostraron tres zonas diferenciadas de las superficies taladradas, las cuales han sido afectadas por distintos fenómenos con repercusión en la topología superficial. En la zona más profunda del taladro, se muestran distintas marcas, siendo predominantes las producidas por la herramienta en su movimiento de retroceso. En las zonas intermedias y en las de menor profundidad predominan las producidas en el movimiento de avance y hay también picaduras superficiales que aumentan desde las zonas intermedias hacia las de menor profundidad en número y tamaño. Las marcas asociadas con el movimiento de retroceso de la herramienta se relacionan con picos producidos por fenómenos de deposición o adhesiones y las picaduras con los valles o cráteres asociados a fenómeno de eliminación o desprendimiento.

Capítulo 5. CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS.

5.1 Conclusiones.

A lo largo del desarrollo de la presente Tesis, se ha ido dando forma a una serie de resultados y conclusiones que han contribuido al conocimiento en relación con las operaciones de retaladrado de la aleación de magnesio AZ91D-F y su aplicación en tareas de mantenimiento y/o reparación de componentes del sector aeroespacial; proporcionando información que es posible aprovechar de una manera práctica en los talleres que efectúan estas operaciones en la vida real.

De una forma paralela, al mismo tiempo que se han ido obteniendo estas conclusiones, han ido surgiendo nuevas cuestiones. A algunas de ellas, se les ha proporcionado respuesta parcialmente y, otras, no se han podido resolver; lo que ha originado vías para futuros trabajos de investigación y desarrollo.

5.1.1 Conclusiones generales.

A partir de los capítulos en los que se han tratado el Estado del Arte y la Metodología, ha sido posible la identificación de las siguientes conclusiones de tipo general:

- Las aleaciones de magnesio presentan unas características mecánicas específicas que les permiten competir exitosamente con otros materiales estructurales. En particular, en aplicaciones del sector aeronáutico donde la reducción de masa es esencial. No obstante, presenta algunas restricciones en su uso; debido, principalmente, a su limitada ductilidad, su baja resistencia a la corrosión o su reducida conformabilidad a temperatura ambiente, por citar algunas entre las más importantes.
- Las propiedades de estas aleaciones están fuertemente influenciadas por los procesos primarios de conformado con los que han sido elaboradas. En su mayoría, han sido producidas mediante fundición a presión; perteneciendo a este grupo la aleación AZ91D-F, objeto de estudio en la presente investigación.
- El mecanizado de las aleaciones de magnesio permite emplear altos valores de los parámetros de corte, obteniéndose muy buenos acabados superficiales. Además, considerando que se producen bajos esfuerzos y desgaste en las herramientas, y se generan virutas cortas, son reconocidas como de excelente maquinabilidad; pudiéndose utilizar sin complicaciones en las operaciones de mecanizado más comunes, entre las que se encuentra el taladrado.
- Existen dos problemas principales asociados al mecanizado del magnesio. Por un lado, el riesgo de ignición de las virutas producidas cuando se alcanzan temperaturas de 450°C; esencialmente cuando están en forma de pequeñas partículas o polvo. Por otro lado, si se emplean taladras como fluidos de corte,

se tiene el riesgo de formación de hidrógeno al reaccionar con el agua, formando atmósferas inflamables y potencialmente explosivas.

- Se puede afirmar que, hoy en día, todavía hay una falta de conocimiento a nivel práctico, acentuada en los talleres de mantenimiento y/o reparación en los cuales se enmarca el presente trabajo, sobre los parámetros de corte más adecuados para efectuar las operaciones de mecanizado en las aleaciones de magnesio, si se compara con otras más usuales como las de aluminio o los aceros.
- Para cuantificar la rugosidad existen diversos tipos de parámetros que evalúan el perfil obtenido, siendo el más utilizado el Ra , pero, existen otros, como el Rz o el RSm , que permiten compensar las limitaciones que presenta el Ra en ciertos aspectos y complementar, así, el análisis topológico realizado.
- La integridad superficial extiende el estudio más allá de la topología que presentan las superficies mecanizadas, expandiéndose y abarcando las transformaciones metalúrgicas que se producen, las variaciones en las propiedades mecánicas o las deformaciones sufridas. Estas alteraciones tienen gran relevancia puesto que determinan, de manera importante, el comportamiento y la vida en servicio de los componentes.
- Es esencial establecer los parámetros de mecanizado de los componentes ya que, además de determinar la precisión dimensional y la rugosidad superficial obtenidas, tienen una marcada influencia sobre otros aspectos de la integridad superficial y, con ello, inciden de manera directa en el desempeño de las piezas mecanizadas.
- La utilización del método estadístico del ANOVA posibilita tratar y cuantificar la influencia de los factores considerados, sus interacciones y los niveles ensayados sobre la variable de estudio; permitiendo identificar aquellos cuya influencia es estadísticamente significativa.
- Para un estudio más completo de la integridad superficial obtenida en operaciones de mecanizado, es posible complementar los datos de la rugosidad superficial obtenida con distintos parámetros mediante otros métodos. Entre ellos se encuentran la macro y micrografía óptica, la obtención de imágenes en 3D mediante la técnica EDF y la realización de ensayos de microdureza; evaluando estos últimos la variación de la dureza conforme se aumenta la separación respecto a la superficie mecanizada.

5.1.2 Conclusiones particulares.

En la primera fase experimental, se planteó como objetivo determinar si era factible realizar las operaciones de retaladrado, cumpliendo los requisitos generales de calidad superficial establecidos para el sector aeronáutico, y estudiar la influencia de los principales parámetros operativos sobre la rugosidad obtenida en la superficie taladrada; realizando estas operaciones de forma segura y medioambientalmente sostenible. Las conclusiones de tipo particular extraídas de los resultados de la primera fase experimental son las que a continuación se indican:

- Se confirma que es posible realizar las operaciones de retaladrado de la aleación de magnesio AZ91D-F en el marco prefijado de procesos de mantenimiento y/o reparación de componentes del sector aeronáutico, de forma segura y respetuosa con el medio ambiente, manteniendo la calidad superficial en el margen establecido para dicho sector. Esto es, manteniendo los valores de Ra entre $0,8 \mu\text{m}$ y $1,6 \mu\text{m}$.
- El factor más determinante en cuanto a su influencia en el Ra es el tipo de herramienta empleado, obteniéndose una mejor calidad superficial cuando se emplean brocas tipo B, las cuales poseen un ángulo de punta de 135° respecto a aquellas que emplean un valor del ángulo de 118° .
- Las interacciones del diámetro de la broca con el avance y con la velocidad de corte, influyen en la rugosidad. Entre los avances ensayados, el valor de $0,4 \text{ mm/rev}$, obtuvo la mayor rugosidad al emplear una broca de diámetro 7 mm , obteniendo la menor rugosidad al emplear la de $7,5 \text{ mm}$. En relación con la velocidad de avance, su aumento originó menores rugosidades, al emplear brocas de 7 mm , obteniendo mayores valores del Ra cuando su diámetro era de $7,5 \text{ mm}$.
- Contrariamente a lo que cabría esperar, en el margen de valores del avance empleados, de $0,2 \text{ mm/rev}$ a $0,8 \text{ mm/rev}$, el avance no influye significativamente en los valores de rugosidad obtenidos.
- Se puede considerar que la rugosidad superficial se mantiene constante a lo largo de la profundidad del taladro, al no haber obtenido esta variable significancia estadística.
- Es posible maximizar la productividad de las operaciones manteniendo los requerimientos de calidad, para lo cual se emplearía un avance de $0,8 \text{ mm/rev}$ y una velocidad de corte de 120 m/min ; obteniéndose unos valores medios de Ra de $0,74 \mu\text{m}$ en las brocas tipo A con un ángulo de punta de 118° y, de $0,97 \mu\text{m}$, para las de tipo B provista de un ángulo de punta de 135° .

En la segunda fase experimental se incorporaron los resultados obtenidos en la primera fase de los ensayos. Basándose en los resultados anteriores, se planteó

investigar la influencia de las características de las brocas empleadas en la integridad superficial; tal y como se hace, normalmente, con las operaciones de reparación y/o mantenimiento en los talleres de mecanizado. Esto es, con herramientas reafiladas para regenerar el filo de corte. A continuación, se especifican las conclusiones particulares relativas a la segunda parte experimental desarrollada.

- El empleo de brocas reafiladas, en el margen de las condiciones operativas utilizadas, ha mostrado su capacidad para obtener rugosidades superficiales inferiores al máximo establecido en los estándares ($0,8 \mu\text{m} < Ra < 1,6 \mu\text{m}$), manteniéndose los valores medios del Ra inferiores a $1,4 \mu\text{m}$.
- Se ha confirmado y reforzado la idea de que los tipos de herramienta tienen una importancia crucial en las características obtenidas en las superficies retaladradas; mostrando influencia significativa tanto el ángulo de punta como el tipo de recubrimiento sobre la rugosidad obtenida.
- El tipo de recubrimiento es el principal factor en cuanto a su contribución a la rugosidad obtenida; logrando menores valores de Ra al emplear recubrimiento de TiN respecto a las brocas sin recubrir. Concretamente, se pasa de un valor de $1,03 \mu\text{m}$ a $0,86 \mu\text{m}$ como media en el Ra , y de $7,78 \mu\text{m}$ a $6,03 \mu\text{m}$ en el Rz .
- El ángulo de punta mostró una respuesta de segundo orden; presentando un mínimo de rugosidad en el valor de 130° . No obstante, este comportamiento variaba según se emplease recubrimiento de TiN o no.
- Los valores de rugosidad obtenidos en el parámetro Rz mostraron tendencias similares a los del Ra . Además, se vio que el avance tenía en él una influencia significativa; aumentando los valores del Rz cuando se incrementaba su cuantía.
- En relación con la altura de la rebaba, las características de las herramientas mostraron influencia. El ángulo de punta de las brocas fue el principal factor; produciendo menores alturas de las rebabas cuando se empleaban menores valores del ángulo de punta. Asimismo, el tipo de recubrimiento empleado fue significativo también; de tal forma que el empleo de recubrimiento de TiN produjo menores rebabas en relación con el empleo de brocas sin recubrimiento.
- Las imágenes macroscópicas de las superficies taladradas pusieron de manifiesto tres zonas diferenciadas. La más profunda presentaba marcas producidas por la herramienta en el movimiento de retroceso. En la central y en la de menos profundidad, las marcas eran de los movimientos de retroceso y avance; tendiendo el último tipo a prevalecer cuando la posición era más cercana a la entrada del agujero, tendencia compartida con las picaduras equiaxiales que aparecían en la superficie.
- Se ha mostrado una relación entre las picaduras de la superficie con los valores de rugosidad obtenidos y, de igual manera, con las características de las herramientas empleadas.

- El empleo de la técnica de EDF ha permitido analizar los fenómenos topológicos de las superficies, relacionándolos con procesos de arranque de material y con los de tipo adhesivo.
- El perfil de microdureza mostró la relación existente entre el endurecimiento superficial producido con los parámetros del proceso empleado y, también, permitió establecer una relación entre la disminución del aumento de dureza conforme se separaba de la superficie taladrada en la dirección radial.
- Se han podido establecer los parámetros operativos que optimizaban la respuesta del sistema minimizando la rugosidad obtenida, aumentando la productividad o reduciendo la altura de las rebabas producidas, de tal manera que se permite establecer las condiciones de retaladrado que optimizaban el proceso en función de las prioridades de la tarea concreta de que se tratase.

Considerando el enfoque práctico y al marco establecido en operaciones de mantenimiento y/o reparación de componentes en el sector aeroespacial, se han establecido reglas y consejos prácticos permitiendo un amplio margen en la selección de los parámetros del proceso en función de los condicionantes de la situación. De tal manera que es posible maximizar ciertos aspectos como la rugosidad, la altura de la rebaba o la productividad; manteniendo los requisitos de calidad establecidos y realizando estas operaciones de forma segura y medioambientalmente sostenible.

Realizando una valoración global de las conclusiones extraídas del desarrollo de esta Tesis se puede afirmar que los procesos de retaladrado de aleaciones de magnesio, en los márgenes de los parámetros operativos empleados, se muestran como altamente complejos. En las características de las superficies obtenidas intervienen varios de factores como: los parámetros operativos, las propiedades metalográficas de las aleaciones, entre las que se encuentra la presencia de fase eutéctica, cuya presencia afecta en gran manera a la maquinabilidad y a la formación de adhesiones en la herramienta, destacando entre todas ellas las características de las herramientas empleadas.

De la complejidad de estos procesos han surgido también nuevas cuestiones que no ha sido posible abordar en este trabajo, por limitaciones en el tiempo y en los recursos, pero que han ido alimentando nuevas vías de trabajo y desarrollos futuros. Estos pueden, por un lado, dar lugar a nuevas investigaciones y, por otro, seguir dando pautas en la mejora de los resultados obtenidos en el mecanizado de las aleaciones de magnesio; permitiendo un mayor uso de las mismas que reviertan en mejoras para la sociedad en general. Estos desarrollos pasan a concretarse en el siguiente apartado.

5.2 Desarrollos futuros.

Se van a indicar a continuación, algunos desarrollos futuros que permitirán profundizar en el conocimiento de las operaciones de mecanizado de aleaciones de magnesio y/o dar respuesta a algunos de los interrogantes surgidos durante la elaboración de la Tesis. Se relacionan a continuación algunos de estos desarrollos:

- En el presente trabajo se ha puesto de manifiesto la trascendencia de la presencia de eutéctico que afecta a la maquinabilidad de las aleaciones de magnesio. Fundamentalmente, en cuanto a la aparición de los fenómenos adhesivos determinados por el reblandecimiento producido por esta fase metalográfica. Por ello, dada la importancia de estos fenómenos, se plantea la posibilidad de evaluar la temperatura alcanzada en el mecanizado mediante técnicas termográficas y relacionarla con la formación de adhesiones y, estas, con la topología a nivel micro y macroscópico de las superficies obtenidas.
- Relacionado con lo anterior, sería interesante corroborar las hipótesis planteadas acerca del origen de las picaduras y las marcas dejadas por la herramienta en los movimientos de avance y retroceso mostradas en las imágenes microscópicas y en 3D de las superficies taladradas. Para ello, se plantea la posibilidad de realizar nuevos ensayos que permitan analizar la composición química de las zonas de interés a escala microscópica; pudiéndose emplear microscopía electrónica de barrido con difracción de energía de rayos X.
- Debido a la baja profundidad de corte empleada en el retaladrado, de solo 125 μm , las virutas producidas han sido de pequeño tamaño (partículas o polvo). Estas, parecen afectar las superficies producidas. Por ello, se plantea, como posible desarrollo futuro, la realización de nuevos ensayos que permitan investigar este fenómeno. En particular, algún método que posibilite una mejor eliminación de las partículas producidas, como puede ser mediante la realización de agujeros pasantes, en vez de ciegos, o el empleo de brocas con canal de lubricación interna, que permita el empleo de lubricación MQL o con aire comprimido, que, si bien su empleo tendría bajo efecto refrigerante, sí que favorecería la eliminación de las partículas producidas.
- Los modelos desarrollados mediante el ANOVA han explicado solo una parte de la variabilidad observada. Esto permitiría abrir una nueva línea de investigación que abordase la identificación de otros factores que podrían tener influencia significativa sobre la rugosidad de las superficies taladradas. De esta manera, se plantea el estudio de nuevos factores como pueden ser la influencia del tipo de movimiento en el retroceso de la herramienta y, los parámetros empleados, o, el descentramiento que conlleva el uso de pinzas portabrocas usualmente empleadas en estas operaciones.

Capítulo 6. REFERENCIAS.

- [1] J. Vormann, «Magnesium: nutrition and metabolism», *Mol. Aspects Med.*, vol. 24, n.º 1, pp. 27-37, feb. 2003, doi: 10.1016/S0098-2997(02)00089-4.
- [2] H. E. Friedrich y B. L. Mordike, Eds., *Magnesium Technology: Metallurgy, Design Data, Applications*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2006. doi: 10.1007/3-540-30812-1.
- [3] F. Witte, «The history of biodegradable magnesium implants: a review», *Acta Biomater.*, vol. 6, n.º 5, pp. 1680-1692, 2010, doi: 10.1016/j.actbio.2010.02.028.
- [4] E. A. Starke y J. T. Staley, «Application of modern aluminum alloys to aircraft», *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 32, n.º 2, pp. 131-172, ene. 1996, doi: 10.1016/0376-0421(95)00004-6.
- [5] F. Czerwinski, *Magnesium Alloys: Properties in Solid and Liquid States*. BoD—Books on Demand, 2014.
- [6] M. Gupta y N. M. L. Sharon, *Magnesium, magnesium alloys, and magnesium composites [edited by] Manoj Gupta, Nai Mui Ling Sharon*. Hoboken, NJ: John Wiley and Sons, 2011.
- [7] J. E. Gray y B. Luan, «Protective coatings on magnesium and its alloys — a critical review», *J. Alloys Compd.*, vol. 336, n.º 1, pp. 88-113, 2002, doi: [https://doi.org/10.1016/S0925-8388\(01\)01899-0](https://doi.org/10.1016/S0925-8388(01)01899-0).
- [8] C. Uttley, *Magnesium*. New York, USA: Marshall Cavendish, 2000.
- [9] M. Easton *et al.*, «Magnesium alloy applications in automotive structures», *JOM - J. Miner. Met. Mater. Soc.*, vol. 60, pp. 57-62, nov. 2008, doi: 10.1007/s11837-008-0150-8.
- [10] N. V. Dudamell, «High strain-rate behaviour of magnesium alloys», <https://eprints.ucm.es/id/eprint/21540/1/T34502.pdf>, Universidad Complutense de Madrid, 2012. Accedido: 13 de febrero de 2021. [En línea]. Disponible en: <https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=194992>
- [11] B. L. Mordike y T. Ebert, «Magnesium: Properties — applications — potential», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 302, n.º 1, pp. 37-45, 2001, doi: [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(00\)01351-4](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)01351-4).
- [12] M. Kleiner, M. Geiger, y A. Klaus, «Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming», *CIRP Ann.*, vol. 52, n.º 2, pp. 521-542, ene. 2003, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60202-9.
- [13] S. Das, «Primary magnesium production costs for automotive applications», *Jom*, vol. 60, n.º 11, pp. 63-69, 2008.
- [14] I. J. Polmear, «Magnesium alloys and applications», *Mater. Sci. Technol.*, vol. 10, n.º 1, pp. 1-16, ene. 1994, doi: 10.1179/mst.1994.10.1.1.
- [15] I. J. Polmear, «5 - Magnesium alloys», en *Light Alloys (Fourth Edition)*, I. J. Polmear, Ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2005, pp. 237-297. doi: 10.1016/B978-075066371-7/50009-8.
- [16] H. Westengen, «Magnesium Alloys: Properties and Applications», en *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, K. H. J. Buschow, R. W. Cahn, M. C. Flemings, B. Ilshner, E. J. Kramer, S. Mahajan, y P. Veyssi re, Eds. Oxford: Elsevier, 2001, pp. 4746-4753. doi: 10.1016/B0-08-043152-6/00828-7.
- [17] ASM, *ASM Handbook Volume 2: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*, vol. 2. ASM International, 1990.
- [18] M. Braszczyńska y N. Kataryna, «Precipitates of γ -Mg 17 Al 12 Phase in AZ91 Alloy», *Magnes Alloy- Process Prop*, pp. 97-112, 2011.

- [19] S. Mathieu, C. Rapin, J. Steinmetz, y P. Steinmetz, «A corrosion study of the main constituent phases of AZ91 magnesium alloys», *Corros. Sci.*, vol. 45, n.º 12, pp. 2741-2755, 2003.
- [20] «Magnesium and Its Alloys: Technology and Applications», *Routledge & CRC Press*. <https://www.routledge.com/Magnesium-and-Its-Alloys-Technology-and-Applications/Dobrzanski-Bamberger-Totten/p/book/9780367779245> (accedido 20 de julio de 2021).
- [21] A. Kielbus, J. Adamiec, y R. Jarosz, «Effect of Heat Treatment Parameters on the Microstructure of Mg-9Al Magnesium Alloy», en *Magnesium and Its Alloys*, CRC Press, 2019, pp. 247-261.
- [22] S. Bhowmick, M. J. Lukitsch, y A. T. Alpas, «Dry and minimum quantity lubrication drilling of cast magnesium alloy (AM60)», *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 50, n.º 5, pp. 444-457, 2010, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2010.02.001.
- [23] F. Czerwinski, *Magnesium injection molding*. New York: Springer, 2008.
- [24] E. Aghion, B. Bronfin, D. Eliezer, F. Von Buch, S. Schumann, y H. E. Friedrich, «The Art of Developing New Magnesium Alloys for High Temperature Applications», *Materials Science Forum*, 2003. <https://www.scientific.net/MSF.419-422.407> (accedido 14 de febrero de 2021).
- [25] ASTM International, «ASTM B93/B93-15, Standard Specification for Magnesium Alloys in Ingot Form for Sand Castings, Permanent Mold Castings, and Die Castings», 2015, doi: 10.1520/B0093_B0093M-15.
- [26] R. Zeng *et al.*, «Review of studies on corrosion of magnesium alloys», *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*, vol. 16, pp. s763-s771, 2006.
- [27] E. Ghali, *Corrosion resistance of aluminum and magnesium alloys: understanding, performance, and testing*, vol. 12. John Wiley & Sons, 2010.
- [28] G. L. Makar y J. L. Kruger, «Corrosion of magnesium», *Int. Mater. Rev.*, vol. 38, n.º 3, pp. 138-153, 1993.
- [29] G. L. Song y A. Atrens, «Corrosion mechanisms of magnesium alloys», *Adv. Eng. Mater.*, vol. 1, n.º 1, pp. 11-33, 1999.
- [30] K. N. Reichel, K. J. Clark, y J. E. Hillis, «Controlling the salt water corrosion performance of magnesium AZ91 alloy», *SAE Trans.*, pp. 318-329, 1985.
- [31] O. Lunder, K. Nisancioglu, y R. S. Hansen, «Corrosion of die cast magnesium-aluminum alloys», SAE Technical Paper, 1993.
- [32] K. Nisancioglu, «Corrosion mechanism of AZ91 magnesium alloy», en *Proc. of 47th Annual World Magnesium Conf., 1990*, 1990, pp. 43-50.
- [33] J. Ion, *Laser processing of engineering materials: principles, procedure and industrial application*. Elsevier, 2005.
- [34] ASTM, «B275-05. Standard Practice for Codification of Certain Nonferrous Metals and Alloys, Cast and Wrought», 2012, doi: 10.1520/B0275-05.
- [35] ASTM, «B296-03. Standard Practice for Temper Designations of Magnesium Alloys, Cast and Wrought», 2003, doi: 10.1520/B0296-03.
- [36] ASTM International, *Metals & Alloys in the Unified Numbering System (UNS), 10th Edition*. Warrendale, Pa, 2004.
- [37] F. Froes, D. Eliezer, y E. Aghion, «The science, technology, and applications of magnesium», *JOM J. Miner. Met. Mater. Soc.*, vol. 50, n.º 9, pp. 30-34, 1998.
- [38] J. Bohlen, D. Letzig, y K. U. Kainer, «New perspectives for wrought magnesium alloys», en *Materials Science Forum*, 2007, vol. 546, pp. 1-10.

- [39] M. Gupta y N. Gupta, «The promise of magnesium based materials in aerospace sector», *Int J Aeronaut. Aerosp. Res*, vol. 4, n.º 1, pp. 141-149, 2017.
- [40] A. P. Mouritz, *Introduction to Aerospace Materials*. Amsterdam, The Netherlands: Elsevier, 2012.
- [41] A. A. Luo y A. K. Sachdev, «Applications of magnesium alloys in automotive engineering», en *Advances in wrought magnesium alloys*, Elsevier, 2012, pp. 393-426.
- [42] «Automotive Applications - International Magnesium Association». https://www.intlmag.org/page/app_automotive_ima (accedido 28 de febrero de 2021).
- [43] X. Zhang, Y. Chen, y J. Hu, «Recent advances in the development of aerospace materials», *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 97, pp. 22-34, 2018.
- [44] A. Dziubińska, A. Gontarz, M. Dziubiński, y M. Barszcz, «The forming of magnesium alloy forgings for aircraft and automotive applications», *Adv. Sci. Technol. Res. J.*, vol. 10, n.º 31, 2016.
- [45] «Magnesium Alloys in Lightweight Construction». <https://www.spotlightmetal.com/magnesium-alloys-in-lightweight-construction-a-673324/> (accedido 1 de marzo de 2021).
- [46] «Aerospace Applications - International Magnesium Association». https://www.intlmag.org/page/app_aerospace_ima (accedido 1 de marzo de 2021).
- [47] «International Magnesium Association». <https://www.intlmag.org/> (accedido 1 de marzo de 2021).
- [48] V. V. Ramalingam, P. Ramasamy, M. D. Kovukkal, y G. Myilsamy, «Research and development in magnesium alloys for industrial and biomedical applications: a review», *Met. Mater. Int.*, pp. 1-22, 2019.
- [49] P. Chakraborty Banerjee, S. Al-Saadi, L. Choudhary, S. E. Harandi, y R. Singh, «Magnesium implants: Prospects and challenges», *Materials*, vol. 12, n.º 1, p. 136, 2019.
- [50] Y. Chen, Z. Xu, C. Smith, y J. Sankar, «Recent advances on the development of magnesium alloys for biodegradable implants», *Acta Biomater.*, vol. 10, n.º 11, pp. 4561-4573, nov. 2014, doi: 10.1016/j.actbio.2014.07.005.
- [51] «Critical Raw Materials for Strategic Technologies and Sectors in the EU - A Foresight Study», 2020. <https://ec.europa.eu/docsroom/documents/42881> (accedido 1 de marzo de 2021).
- [52] L. A. Dobrzański, T. Tański, L. Čížek, y Z. Brytan, «Structure and properties of magnesium cast alloys», *Seventh Asia Pac. Conf. Mater. Process. 7th APCMP 2006*, vol. 192-193, pp. 567-574, oct. 2007, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.04.045.
- [53] Ş. Yazman, U. Köklü, L. Urtekin, S. Morkavuk, y L. Gemi, «Experimental study on the effects of cold chamber die casting parameters on high-speed drilling machinability of casted AZ91 alloy», *J. Manuf. Process.*, vol. 57, pp. 136-152, 2020.
- [54] H. Hu, «Squeeze casting of magnesium alloys and their composites», *J. Mater. Sci.*, vol. 33, n.º 6, pp. 1579-1589, 1998.
- [55] B. R. Powell, P. E. Krajewski, y A. A. Luo, «Magnesium alloys for lightweight powertrains and automotive structures», en *Materials, design and manufacturing for lightweight vehicles*, Elsevier, 2021, pp. 125-186.

- [56] S. Kleiner, E. Ogris, O. Beffort, y P. J. Uggowitzer, «Semi-Solid Metal Processing of Aluminum Alloy A356 and Magnesium Alloy AZ91: Comparison Based on Metallurgical Consideration», *Adv. Eng. Mater.*, vol. 5, n.º 9, pp. 653-658, 2003.
- [57] X. Du y E. Zhang, «Microstructure and mechanical behaviour of semi-solid die-casting AZ91D magnesium alloy», *Mater. Lett.*, vol. 61, n.º 11-12, pp. 2333-2337, 2007.
- [58] Z. Koren, H. Rosenson, E. M. Gutman, Y. B. Unigovski, y A. Eliezer, «Development of semisolid casting for AZ91 and AM50 magnesium alloys», *J. Light Met.*, vol. 2, n.º 2, pp. 81-87, 2002.
- [59] T. Tsukeda, K. Saito, K. Takeya, y K. Kitamura, «The latest technology trends on thixomolding® of magnesium alloys», en *Materials Science Forum*, 2005, vol. 488, pp. 325-328.
- [60] L. Yang, Y. Wei, y L. Hou, «Microstructure evolution of thixomolding AZ91D magnesium alloy during heat treatment», *J. Mater. Sci.*, vol. 45, n.º 13, pp. 3626-3634, 2010.
- [61] W. Fragner, H. Kaufmann, H. Helmberger, y R. Potzinger, «Magnesium New Rheocasting as an Industrial Process: An Update of Recent Developments», en *Magnesium: Proceedings of the 6th International Conference Magnesium Alloys and Their Applications*, 2003, pp. 688-693.
- [62] M. Da Silva y J. M. Rodríguez, «Resistencia y tenacidad de aleaciones de aluminio producidas mediante New Rheocasting», en *Anales de Mecánica de la Fractura*, 2006, vol. 2.
- [63] J. C. Gebelin, M. Suery, y D. Favier, «Characterisation of the rheological behaviour in the semi-solid state of grain-refined AZ91 magnesium alloys», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 272, n.º 1, pp. 134-144, 1999.
- [64] S. You, Y. Huang, K. U. Kainer, y N. Hort, «Recent research and developments on wrought magnesium alloys», *J. Magnes. Alloys*, vol. 5, n.º 3, pp. 239-253, 2017.
- [65] K. B. Nie, K. K. Deng, X. J. Wang, F. J. Xu, K. Wu, y M. Y. Zheng, «Multidirectional forging of AZ91 magnesium alloy and its effects on microstructures and mechanical properties», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 624, pp. 157-168, 2015.
- [66] S. Biswas, D.-I. Kim, y S. Suwas, «Asymmetric and symmetric rolling of magnesium: Evolution of microstructure, texture and mechanical properties», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 550, pp. 19-30, 2012.
- [67] Z. Zeng, N. Stanford, C. H. J. Davies, J.-F. Nie, y N. Birbilis, «Magnesium extrusion alloys: a review of developments and prospects», *Int. Mater. Rev.*, vol. 64, n.º 1, pp. 27-62, 2019.
- [68] P. Skubisz, J. Sińczak, y S. Bednarek, «Forgeability of Mg–Al–Zn magnesium alloys in hot and warm closed die forging», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 177, n.º 1-3, pp. 210-213, 2006.
- [69] A. Styczynski, C. Hartig, J. Bohlen, y D. Letzig, «Cold rolling textures in AZ31 wrought magnesium alloy», *Scr. Mater.*, vol. 50, n.º 7, pp. 943-947, 2004.
- [70] E. Doege y K. Dröder, «Sheet metal forming of magnesium wrought alloys—formability and process technology», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 115, n.º 1, pp. 14-19, 2001.
- [71] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN EN 10002-5:1992-02. Tensile testing of metallic materials; method of testing at elevated temperature*. Berlin, Germany: Deutsches Institut Fur Normung E.V., 1992.

- [72] J. Becker y G. Fischer, «Manufacturing and potential of extruded and forged magnesium products», *Magnesium–Alloys Technol.*, pp. 90-105, 2003.
- [73] D. L. Atwell y M. R. Barnett, «Extrusion limits of magnesium alloys», *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 38, n.º 12, pp. 3032-3041, 2007.
- [74] H. Ding, L. Liu, S. Kamado, W. Ding, y Y. Kojima, «Study of the microstructure, texture and tensile properties of as-extruded AZ91 magnesium alloy», *J. Alloys Compd.*, vol. 456, n.º 1-2, pp. 400-406, 2008.
- [75] L. Čížek, M. Greger, L. Pawlica, L. A. Dobrzański, y T. Tański, «Study of selected properties of magnesium alloy AZ91 after heat treatment and forming», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 157, n.º Generic, pp. 466-471, 2004, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.07.149.
- [76] Y. Ma, G. He, M. Lou, Y. Li, y Z. Lin, «Effects of process parameters on crack inhibition and mechanical interlocking in friction self-piercing riveting of aluminum alloy and magnesium alloy», *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 140, n.º 10, 2018.
- [77] R. Neugebauer, S. Dietrich, y C. Kraus, «Joining by forming with a flat counter tool-A new way of joining magnesium components», en *Materials science forum*, 2007, vol. 539, pp. 3949-3954.
- [78] O. Hahn, Y. Tan, M. Schroeder, y M. Horstmann, «Thermally supported mechanical joining of magnesium components», en *Materials Science Forum*, 2005, vol. 488, pp. 365-370.
- [79] A. Luo, T. Lee, y J. Carter, «Self-pierce riveting of magnesium to aluminum alloys», *SAE Int. J. Mater. Manuf.*, vol. 4, n.º 1, pp. 158-165, 2011.
- [80] J. W. Wang *et al.*, «Self-piercing riveting of wrought magnesium AZ31 sheets», *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 133, n.º 3, 2011.
- [81] R. Neugebauer, R. Mauermann, S. Dietrich, y C. Kraus, «A new technology for the joining by forming of magnesium alloys», *Prod. Eng.*, vol. 1, n.º 1, pp. 65-70, 2007.
- [82] R. Neugebauer, C. Kraus, y S. Dietrich, «Advances in mechanical joining of magnesium», *CIRP Ann.*, vol. 57, n.º 1, pp. 283-286, 2008.
- [83] C. Friedrich, «Reliable light weight fastening of magnesium components in automotive applications», SAE Technical Paper, 2004.
- [84] J. Carsley y S. Kim, «Warm hemming of magnesium sheet», *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 16, n.º 3, pp. 331-338, 2007.
- [85] F.-K. Chen y T.-B. Huang, «Formability of stamping magnesium-alloy AZ31 sheets», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 142, n.º 3, pp. 643-647, 2003.
- [86] E. Emley, «Principles of magnesium technology Pergamon Press», *N. Y. Lond.*, 1966.
- [87] A. Levinson, R. K. Mishra, R. D. Doherty, y S. R. Kalidindi, «Microstructure evolution during roller hemming of AZ31B magnesium sheet», *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 43, n.º 10, pp. 3824-3833, 2012.
- [88] A. Schram y C. Kettler, «Joining Magnesium Alloys», *Magnesium–Alloys Technol.*, pp. 152-163, 2003.
- [89] X. S. De, Q. S. Da, X. Y. Gu, y Z. Z. Xuan, «Hot cracking of metal inert gas arc welded magnesium alloy AZ91D», *ISIJ Int.*, vol. 49, n.º 2, pp. 270-274, 2009.
- [90] F. Czerwinski, «Welding and joining of magnesium alloys», *Magnes. Alloys-Des. Process. Prop.*, pp. 469-490, 2011.

- [91] D. Q. Sun, B. Lang, D. X. Sun, y J. B. Li, «Microstructures and mechanical properties of resistance spot welded magnesium alloy joints», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 460, pp. 494-498, 2007.
- [92] S. M. Manladan, F. Yusof, S. Ramesh, y M. Fadzil, «A review on resistance spot welding of magnesium alloys», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 86, n.º 5, pp. 1805-1825, 2016.
- [93] A. Kouadri-Henni y L. Barrallier, «Mechanical properties, microstructure and crystallographic texture of magnesium AZ91-D alloy welded by friction stir welding (FSW)», *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 45, n.º 11, pp. 4983-4996, 2014.
- [94] L. Liu, *Welding and joining of magnesium alloys*. Elsevier, 2010.
- [95] F. Tikal, M. Schmier, y C. Vollmer, «High-speed-drilling in AZ91 D without Lubricoolants», *Magnes. Alloys Their Appl.*, n.º Journal Article, pp. 371-379, 2000.
- [96] F. Habashi, *Alloys: Preparation, Properties, Applications*. John Wiley & Sons, 2008.
- [97] D. C. Porto, «Estudio experimental para determinar la influencia de la refrigeración/lubricación en la rugosidad superficial en el torneado intermitente a baja velocidad de piezas de magnesio», UNED. Universidad Nacional de Educación a Distancia (España), 2013.
- [98] C. Vasu, A. B. Andhare, y R. Dumpala, «Multiobjective optimization of performance characteristics in turning of AZ91 Mg alloy using grey relational analysis», *Mater. Today Proc.*, 2020.
- [99] H. K. Tönshoff y J. Winkler, «The influence of tool coatings in machining of magnesium», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 94, pp. 610-616, 1997.
- [100] N. Tomac, K. Tonnessen, y F. O. Rasch, «Formation of Flank Build-up in Cutting Magnesium Alloys», *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 40, n.º 1, pp. 79-82, 1991, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61938-6.
- [101] E. M. Rubio, M. Villeta, D. Carou, y A. Saá, «Comparative analysis of sustainable cooling systems in intermittent turning of magnesium pieces», *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, vol. 15, n.º 5, pp. 929-940, may 2014, doi: 10.1007/s12541-014-0419-5.
- [102] D. Carou, E. M. Rubio, C. H. Lauro, y J. P. Davim, «Experimental investigation on finish intermittent turning of UNS M11917 magnesium alloy under dry machining», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 75, n.º 9, pp. 1417-1429, dic. 2014, doi: 10.1007/s00170-014-6215-7.
- [103] S. Ramesh, R. Viswanathan, y S. Ambika, «Measurement and optimization of surface roughness and tool wear via grey relational analysis, TOPSIS and RSA techniques», *Measurement*, vol. 78, pp. 63-72, 2016.
- [104] M. Villeta, E. M. Rubio, J. S. De Pipaón, y M. A. Sebastián, «Surface finish optimization of magnesium pieces obtained by dry turning based on Taguchi techniques and statistical tests», *Mater. Manuf. Process.*, vol. 26, n.º 12, pp. 1503-1510, 2011.
- [105] N. Wojtowicz, I. Danis, F. Monies, P. Lamesle, y R. Chieragati, «The influence of cutting conditions on surface integrity of a wrought magnesium alloy», *Procedia Eng.*, vol. 63, pp. 20-28, 2013.
- [106] A. T. Abbas, D. Y. Pimenov, I. N. Erdakov, M. A. Taha, M. S. Soliman, y M. M. El Rayes, «ANN surface roughness optimization of AZ61 magnesium alloy finish turning: Minimum machining times at prime machining costs», *Materials*, vol. 11, n.º 5, p. 808, 2018.

- [107] M. Danish, T. L. Ginta, K. Habib, D. Carou, A. M. A. Rani, y B. B. Saha, «Thermal analysis during turning of AZ31 magnesium alloy under dry and cryogenic conditions», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 91, n.º 5, pp. 2855-2868, 2017.
- [108] L. Lu, S. Hu, L. Liu, y Z. Yin, «High speed cutting of AZ31 magnesium alloy», *J. Magnes. Alloys*, vol. 4, n.º 2, pp. 128-134, 2016, doi: 10.1016/j.jma.2016.04.004.
- [109] K. Shi, D. Zhang, J. Ren, C. Yao, y X. Huang, «Effect of cutting parameters on machinability characteristics in milling of magnesium alloy with carbide tool», *Adv. Mech. Eng.*, vol. 8, n.º 1, p. 1687814016628392, 2016.
- [110] O. Gziut, J. Kuczmaszewski, y I. Zagórski, «Surface quality assessment following high performance cutting of AZ91HP magnesium alloy», *Manag. Prod. Eng. Rev.*, vol. 6, 2015.
- [111] B. Chirita y N. C. Tampu, «Analysis of Surface Roughness for High Speed Milling of a Magnesium Alloy Part», 2014, vol. 837, pp. 33-38.
- [112] K. Shi, J. Ren, D. Zhang, Z. Zhai, y X. Huang, «Tool wear behaviors and its effect on machinability in dry high-speed milling of magnesium alloy», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, n.º Journal Article, pp. 1-9, 2016.
- [113] B. Akyuz, «Machinability of magnesium and its alloys», *TOJSAT Online J. Sci. Technol.*, vol. 1, n.º 3, pp. 31-38, 2011.
- [114] D. Carou, E. M. Rubio, y J. P. Davim, «Machinability of Magnesium and Its Alloys: A Review», en *Traditional Machining Processes: Research Advances*, J. P. Davim, Ed. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015, pp. 133-152. doi: 10.1007/978-3-662-45088-8_5.
- [115] E. Gariboldi, «Drilling a magnesium alloy using PVD coated twist drills», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 134, n.º 3, pp. 287-295, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)01111-1.
- [116] S. Bhowmick y A. T. Alpas, «The role of diamond-like carbon coated drills on minimum quantity lubrication drilling of magnesium alloys», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 205, n.º 23-24, pp. 5302-5311, 2011, doi: 10.1016/j.surfcoat.2011.05.037.
- [117] J. Wang, Y. B. Liu, J. An, y L. M. Wang, «Wear mechanism map of uncoated HSS tools during drilling die-cast magnesium alloy», *Wear*, vol. 265, n.º 5-6, pp. 685-691, 2008, doi: 10.1016/j.wear.2007.12.009.
- [118] K. Weinert, M. Liedschulte, D. Opalla, y M. Schroer, «High-Tech Machining of Magnesium and Magnesium Composites», *Magnes.-Alloys Technol.*, n.º Journal Article, pp. 130-151, 2004.
- [119] F. Berzosa, B. de Agustina, y E. M. Rubio, «Tool Selection in Drilling of Magnesium UNSM11917 Pieces under Dry and MQL Conditions Based on Surface Roughness», *Adv. Mater. Process. Technol. Conf.*, vol. 184, n.º Journal Article, pp. 117-127, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.04.076.
- [120] B. R. Sunil *et al.*, «Effect of aluminum content on machining characteristics of AZ31 and AZ91 magnesium alloys during drilling», *J. Magnes. Alloys*, vol. 4, n.º 1, pp. 15-21, 2016, doi: 10.1016/j.jma.2015.10.003.
- [121] Y. Kayir, «Optimization of the cutting parameters for drilling magnesium alloy AZ 91», *Mater. Test.*, vol. 56, n.º 1, pp. 47-53, 2014.
- [122] K. Z. Chong y T. S. Shih, «Optimizing drilling conditions for AZ61A magnesium alloy», *Mater. Trans.*, vol. 43, n.º 8, pp. 2148-2156, 2002.

- [123] F. Berzosa, B. de Agustina, E. M. Rubio, y J. P. Davim, «Feasibility Study of Hole Repair and Maintenance Operations by Dry Drilling of Magnesium Alloy UNS M11917 for Aeronautical Components», *Metals*, vol. 9, n.º 7, p. 740, 2019.
- [124] F. Berzosa, E. M. Rubio, B. de Agustina, y J. P. Davim, «Geometric Optimization of Drills Used to Repair Holes in Magnesium Aeronautical Components», *Metals*, vol. 10, n.º 11, p. 1534, 2020.
- [125] U. Koklu y H. Çoban, «Effect of dipped cryogenic approach on thrust force, temperature, tool wear and chip formation in drilling of AZ31 magnesium alloy», *J. Mater. Res. Technol.*, vol. 9, n.º 3, pp. 2870-2880, 2020.
- [126] P. Umamaheswarrao, B. R. Sankar, M. Pardhasaradhi, y K. Rajasekharababu, «Experimental study on drilling force during drilling of AZ91D magnesium alloy», *Mater. Today Proc.*, 2020.
- [127] U. Koklu, S. Morkavuk, y L. Urtekin, «Effects of the drill flute number on drilling of a casted AZ91 magnesium alloy», *Mater. Test.*, vol. 61, n.º 3, pp. 260-266, 2019.
- [128] D. Blanco, E. M. Rubio, M. M. Marín, y J. P. Davim, «Repairing Hybrid Mg–Al–Mg Components Using Sustainable Cooling Systems», *Materials*, vol. 13, n.º 2, p. 393, 2020.
- [129] D. Blanco, E. M. Rubio, J. M. Sáenz de Pipaón, y M. M. Marín, «Thicknesses/roughness relationship in mg-al-mg and mg-ti-mg hybrid component plates for drilled aeronautical lightweight parts», *Appl. Sci.*, vol. 10, n.º 22, p. 8208, 2020.
- [130] B. Akyuz, «Influence of Al content on machinability of AZ series Mg alloys», *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*, vol. 23, n.º 8, pp. 2243-2249, 2013.
- [131] International Organization for Standardization., *ISO 3002-3:1984, Basic quantities in cutting and grinding — Part 3: Geometric and kinematic quantities in cutting*. Geneva, Switzerland: International Organization for Standardization, 2020.
- [132] V. P. Astakhov, *Drills : Science and Technology of Advanced Operations*. Boca Ratón, FL, USA: CRC Press, 2014. doi: 10.1201/b16729.
- [133] G. T. Smith, *Cutting Tool Technology: Industrial Handbook*. London: Springer-Verlag, 2008. doi: 10.1007/978-1-84800-205-0.
- [134] A. J. Pekelharing y P. AJ, «BUILT-UP EDGE (BUE): IS THE MECHANISM UNDERSTAND», 1974.
- [135] J. A. Peloubet, «Machining magnesium—a study of ignition factors», *Fire Technol.*, vol. 1, n.º 1, pp. 5-14, 1965.
- [136] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland, y T. Wakabayashi, «Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication», *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 53, n.º 2, p. 511 537, 2004, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60027-4.
- [137] M. Danish, M. Yasir, M. Mia, K. Nazir, T. Ahmed, y A. M. A. Rani, «High speed machining of magnesium and its alloys», en *High Speed Machining*, Elsevier, 2020, pp. 263-282.
- [138] J. Kuczmaszewski y I. Zagórski, «Methodological problems of temperature measurement in the cutting area during milling magnesium alloys», *Manag. Prod. Eng. Rev.*, vol. 4, n.º 3, pp. 26--33, 2013.
- [139] J. Z. Hou, W. Zhou, y N. Zhao, «Effect of cutting parameters on ignition of AM50A Mg alloy during face milling», *Mater. Manuf. Process.*, vol. 25, n.º 10, pp. 1048-1051, 2010.

- [140] J. Kuczmaszewski, J. Kuczmaszewski, I. Zagórski, I. Zagórski, A. Dziubinska, y A. Dziubinska, «Investigation of ignition temperature, time to ignition and chip morphology after the high-speed dry milling of magnesium alloys», *Aircr. Eng. Aerosp. Technol. Int. J.*, vol. 88, n.º 3, pp. 389-396, 2016.
- [141] J. Kuczmaszewski, I. Zagórski, y P. Zgórnjak, «Thermographic study of chip temperature in high-speed dry milling magnesium alloys», *Manag. Prod. Eng. Rev.*, vol. 7, 2016.
- [142] J. F. King, «Technology of magnesium and magnesium alloys», en *Magnesium Technology: Metallurgy, Design Data, Applications*, 2006, pp. 219-430. doi: 10.1007/3-540-30812-1_6.
- [143] F. Z. Fang, L. C. Lee, y X. D. Liu, «Mean flank temperature measurement in high speed dry cutting of magnesium alloy», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 167, n.º 1, pp. 119-123, ago. 2005, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.10.002.
- [144] B. Denkena, J. C. Becker, C. Podolsky, y A. Kuhlmann, «Safe machining of magnesium parts by cutting and burnishing operations», en *Magnesium: Proceedings of the 6th International Conference Magnesium Alloys and Their Applications*, 2003, pp. 895-901.
- [145] N. Tomac, K. Tønnessen, y F. Rasch, «Safe machining of magnesium», en *Advanced manufacturing systems and technology*, Book, Section vols., Springer, 1996, pp. 177-184.
- [146] E. Benedicto, D. Carou, y E. M. Rubio, «Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes», *Adv. Mater. Process. Technol. Conf.*, vol. 184, n.º Journal Article, pp. 99-116, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.04.075.
- [147] S. Joksch, «Safe and Economically Efficient Use of Coolants in Mechanical Processing of Magnesium Alloys», 2004, pp. 888-894.
- [148] S. Joksch y R. Schwerin, «Safe and Economically Efficient Use of Metal Working Fluids in Mechanical Processing of Magnesium Alloys», 2007, pp. 741-743.
- [149] J. Dosbaeva, G. Fox-Rabinovich, J. Dasch, y S. Veldhuis, «Enhancement of wet- and MQL-based machining of automotive alloys using cutting tools with DLC/polymer surface treatments», *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 17, n.º 3, pp. 346-351, 2008.
- [150] A. M. Abrão, J. L. S. Ribeiro, y J. P. Davim, «Surface integrity», en *Machining of Hard Materials*, Springer, 2011, pp. 115-141.
- [151] V. P. Astakhov, «Surface integrity—definition and importance in functional performance», en *Surface integrity in machining*, J. P. Davim, Ed. Springer, 2010, pp. 1-35.
- [152] S. Sepahi-Boroujeni y A. Sepahi-Boroujeni, «Improvements in microstructure and mechanical properties of AZ80 magnesium alloy by means of an efficient, novel severe plastic deformation process», *J. Manuf. Process.*, vol. 24, pp. 71-77, 2016.
- [153] L. C. Tsao, C. H. Chen, R. W. Wu, S. Y. Chang, y R. S. Chen, «Plastic flow behavior, microstructure, and corrosion behavior of AZ61 Mg alloy during hot compression deformation», *J. Manuf. Process.*, vol. 18, pp. 167-174, 2015.
- [154] B. Denkena y A. Lucas, «Biocompatible magnesium alloys as absorbable implant materials—adjusted surface and subsurface properties by machining processes», *CIRP Ann.*, vol. 56, n.º 1, pp. 113-116, 2007.

- [155] I. S. Jawahir *et al.*, «Surface integrity in material removal processes: Recent advances», *CIRP Ann.*, vol. 60, n.º 2, pp. 603-626, 2011.
- [156] B. Breidenstein, «Surface Integrity», en *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*, L. Laperrière y G. Reinhart, Eds. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014, pp. 1188-1199. doi: 10.1007/978-3-642-20617-7_6600.
- [157] International Organization for Standardization, *ISO 4287:1997. Geometrical Product Specifications (GPS). Surface Texture: Profile Method. Terms, Definitions and Surface Texture Parameters*. Geneva, Switzerland: International Organization for Standardization, 1997.
- [158] G. P. Petropoulos, C. N. Pandazaras, y J. P. Davim, «Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining», en *Surface Integrity in Machining*, J. P. Davim, Ed. London: Springer, 2010, pp. 37-66. doi: 10.1007/978-1-84882-874-2_2.
- [159] M. Field, K. JF, y C. JT, «A review of measuring methods for surface integrity», 1972.
- [160] B. Griffiths, *Manufacturing surface technology: surface integrity and functional performance*. Elsevier, 2001.
- [161] R. M'saoubi, J. C. Outeiro, H. Chandrasekaran, O. W. Dillon Jr, y I. S. Jawahir, «A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products», *Int. J. Sustain. Manuf.*, vol. 1, n.º 1-2, pp. 203-236, 2008.
- [162] K. Shi, D. Zhang, y J. Ren, «Optimization of process parameters for surface roughness and microhardness in dry milling of magnesium alloy using Taguchi with grey relational analysis», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 81, n.º 1, pp. 645-651, 2015.
- [163] P. Madhesan, R. Venkatesan, y K. Varadarajan, «Evaluation of the surface integrity in the milling of a magnesium alloy using an artificial neural network and a genetic algorithm», *Mater. Tehnol.*, vol. 52, pp. 367-373, 2018, doi: 10.17222/mit.2017.198.
- [164] Y. B. Guo y M. Salahshoor, «Process mechanics and surface integrity by high-speed dry milling of biodegradable magnesium–calcium implant alloys», *CIRP Ann.*, vol. 59, n.º 1, pp. 151-154, 2010.
- [165] M. Videm, R. S. Hansen, N. Tomac, y K. Tønnesen, «Metallurgical Considerations for Machining Magnesium Alloys», SAE International, Warrendale, PA, SAE Technical Paper 940409, mar. 1994. doi: 10.4271/940409.
- [166] P. J. Withers, «Residual stress and its role in failure», *Rep. Prog. Phys.*, vol. 70, n.º 12, p. 2211, 2007.
- [167] M. Villeta, B. de Agustina, J. M. Sáenz de Pipaón, y E. M. Rubio, «Efficient optimisation of machining processes based on technical specifications for surface roughness: application to magnesium pieces in the aerospace industry», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 60, n.º 9-12, p. 1237 1246, 2012 2011, doi: 10.1007/s00170-011-3685-8.
- [168] S. Bruschi, R. Bertolini, A. Ghiotti, E. Savio, W. Guo, y R. Shivpuri, «Machining-induced surface transformations of magnesium alloys to enhance corrosion resistance in human-like environment», *CIRP Ann.*, vol. 67, n.º 1, pp. 579-582, 2018.

- [169] E. M. Rubio, J. L. Valencia, A. J. Saá, y D. Carou, «Experimental study of the dry facing of magnesium pieces based on the surface roughness», *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, vol. 14, n.º 6, pp. 995-1001, jun. 2013, doi: 10.1007/s12541-013-0132-9.
- [170] M. M. El-Khabeery, S. M. Saleh, y M. R. Ramadan, «Some observations of surface integrity of deep drilling holes», *Wear*, vol. 142, n.º 2, p. 331, 1991.
- [171] G. Le Coz, M. Jrad, P. Laheurte, y D. Dudzinski, «Analysis of local cutting edge geometry on temperature distribution and surface integrity when dry drilling of aeronautical alloys», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 93, n.º 5, pp. 2037-2044, 2017.
- [172] B. de Agustina, F. Berzosa, E. M. Rubio, y M. M. Marín, «Experimental study of magnesium drilling based on the surface quality», *Procedia CIRP*, vol. 79, pp. 74-78, ene. 2019, doi: 10.1016/j.procir.2019.02.014.
- [173] American Society of Mechanical Engineers., *ANSI/ASME B46.1-2009. Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay)*. New York, USA: American Society of Mechanical Engineers, 2010.
- [174] A. H. Kheireddine, A. H. Ammouri, T. Lu, I. S. Jawahir, y R. F. Hamade, «An FEM analysis with experimental validation to study the hardness of in-process cryogenically cooled drilled holes in Mg AZ31b», *Procedia Cirp*, vol. 8, pp. 588-593, 2013.
- [175] A. Kheireddine, A. Ammouri, T. Lu, O. Dillon Jr, R. Hamade, y I. Jawahir, «An experimental and numerical study of the effect of cryogenic cooling on the surface integrity of drilled holes in AZ31B Mg alloy», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 78, n.º 1-4, pp. 269-279, 2015.
- [176] A. Horovistiz, S. Laranjeira, y J. P. Davim, «3-D reconstruction by extended depth-of-field in tribological analysis: Fractal approach of sliding surface in Polyamide66 with glass fiber reinforcement», *Polym. Test.*, vol. 73, pp. 178-185, 2019.
- [177] L. R. de O. Hein, J. A. De Oliveira, K. A. De Campos, y P. C. R. de O. Caltabiano, «Extended depth from focus reconstruction using NIH ImageJ plugins: Quality and resolution of elevation maps», *Microsc. Res. Tech.*, vol. 75, n.º 11, pp. 1593-1607, 2012, doi: 10.1002/jemt.22105.
- [178] K. U. Barthel, «3D-data representation with ImageJ», presentado en ImageJ Conference, 2006.
- [179] A. L. Horovistiz y E. N. S. Muccillo, «Quantification of microstructural features in gadolinia-doped ceria containing co-additives by digital image analysis», *J. Eur. Ceram. Soc.*, vol. 31, n.º 8, pp. 1431-1438, jul. 2011, doi: 10.1016/j.jeurceramsoc.2011.02.022.
- [180] M. Szydłowski, B. Powłaka, M. Matuszak, y P. Kochmański, «Machine vision micro-milling tool wear inspection by image reconstruction and light reflectance», *Precis. Eng.*, vol. 44, pp. 236-244, 2016.
- [181] A. Gallo, M. Muzzupappa, y F. Bruno, «3D reconstruction of small sized objects from a sequence of multi-focused images», *J. Cult. Herit.*, vol. 15, n.º 2, pp. 173-182, 2014.
- [182] A. L. Horovistiz, K. A. de Campos, S. Shibata, C. C. Prado, y L. R. de Oliveira Hein, «Fractal characterization of brittle fracture in ceramics under mode I stress loading», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 527, n.º 18-19, pp. 4847-4850, 2010.
- [183] H. Gutierrez y R. De La Vara, «Análisis y diseño de experimentos», *Editor. Mc Graw Hill*, 2008.

- [184] Asociación Española de Normalización y Certificación, *UNE-EN ISO 4287:1999 Especificación geométrica de productos (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial*. Madrid, Spain: Asociación Española de Normalización y Certificación, 1999.
- [185] International Organization for Standardization, *ISO 4288:1996. Geometrical Product Specifications (GPS). Surface Texture: Profile Method. Rules and Procedures for the Assessment of Surface Texture*. Geneva, Switzerland: International Organization for Standardization, 1996.
- [186] Asociación Española de Normalización y Certificación, *UNE-EN ISO 4288:1998 Especificación geométrica de producto (GPS). Calidad superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial*. Madrid, Spain: Asociación Española de Normalización y Certificación, 1998.
- [187] P. J. Ross, *Taguchi techniques for quality engineering: loss function, orthogonal experiments, parameter and tolerance design*. 1996.
- [188] N. Logothetis y H. P. Wynn, *Quality through design: Experimental design, off-line quality control, and Taguchi's contributions*, n.º 7. Oxford University Press, 1989.
- [189] G. T. Smith, *Industrial metrology: surfaces and roundness*. Springer Science & Business Media, 2002.
- [190] International Organization for Standardization, *ISO 4287:1984. Geometrical Product Specifications (GPS). Surface Texture: Profile Method. Terms, Definitions and Surface Texture Parameters*. Geneva, Switzerland: International Organization for Standardization, 1984.
- [191] A. M. Abdelhafeez, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, A. Dowson, y D. Arnold, «Burr Formation and Hole Quality when Drilling Titanium and Aluminium Alloys», *Procedia CIRP*, vol. 37, pp. 230-235, ene. 2015, doi: 10.1016/j.procir.2015.08.019.
- [192] T. Rajmohan, K. Palanikumar, y M. Kathirvel, «Optimization of machining parameters in drilling hybrid aluminium metal matrix composites», *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*, vol. 22, n.º 6, pp. 1286-1297, jun. 2012, doi: 10.1016/S1003-6326(11)61317-4.
- [193] A. Kamboj, S. Kumar, y H. Singh, «Burr height and hole diameter error minimization in drilling of AL6063/15%/SiC composites using HSS step drills», *J. Mech. Sci. Technol.*, vol. 29, n.º 7, pp. 2837-2846, 2015.
- [194] D. A. Dornfeldl, J. S. Kim, H. Dechow, J. Hewson, y L. J. Chen, «Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V», p. 4.
- [195] D. C. Montgomery y G. C. Runger, *Applied statistics and probability for engineers*. John Wiley & Sons, 2010.
- [196] T. Thadewald y H. Büning, «Jarque–Bera test and its competitors for testing normality—a power comparison», *J. Appl. Stat.*, vol. 34, n.º 1, pp. 87-105, 2007.
- [197] «Prueba de Kolmogorov-Smirnov», *Wikipedia, la enciclopedia libre*. 25 de julio de 2020. Accedido: 21 de agosto de 2021. [En línea]. Disponible en: https://es.wikipedia.org/w/index.php?title=Prueba_de_Kolmogorov-Smirnov&oldid=128001505
- [198] I. Pedrosa, J. Juarros-Basterretxea, A. Robles-Fernández, J. Basteiro, y E. García-Cueto, «Pruebas de bondad de ajuste en distribuciones simétricas, ¿qué estadístico utilizar?», *Univ. Psychol.*, vol. 14, n.º 1, pp. 245-254, 2015.

- [199] «Magnesium AZ91D-F, Cast». <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=07baafbb9c364fb18fd413bceced867f&ckck=1> (accedido 11 de febrero de 2020).
- [200] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN 1897; Parallel shank twist drills, stub series*. Berlin, Germany: Deutsches Institut Fur Normung E.V., 2006.
- [201] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN 1836; Groups of tool application for chip removal es of points*. Berlin, Germany: Deutsches Institut Fur Normung E.V., 1984.
- [202] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN 1412; Twist drills made of high-speed steel - Shapes of points*. Berlin, Germany: Deutsches Institut Fur Normung E.V., 2001.
- [203] M. Umorin, «Stack Focuser». <https://imagej.nih.gov/ij/plugins/stack-focuser.html> (accedido 27 de enero de 2020).
- [204] D. J. Whitehouse, *Handbook of surface and nanometrology*. Boca Raton, FL, USA: CRC press, 2010.
- [205] E. S. Costa, M. B. da Silva, y A. R. Machado, «Burr produced on the drilling process as a function of tool wear and lubricant-coolant conditions», *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 31, n.º 1, pp. 57-63, 2009.
- [206] K. Barthel, «Interactive 3D Surface Plot». <https://imagej.nih.gov/ij/plugins/surface-plot-3d.html> (accedido 30 de enero de 2020).

ANEXO I. Mediciones individuales de $R\alpha$ de la primera fase experimental.

Anexo 1. Valores individuales y media del Ra de la primera fase experimental, para las dos profundidades de medición en los 4 puntos separados angularmente 90° .

Ensayo	S [m/min]	f [mm/rev]	γ [°]	D [mm]	BP					TP				
					Ra_{0°	Ra_{90°	Ra_{180°	Ra_{270°	Ra	Ra_{0°	Ra_{90°	Ra_{180°	Ra_{270°	Ra
1	120	0,4	118	7	0,62	0,58	0,82	0,64	0,67	0,73	0,46	0,76	0,62	0,64
2	120	0,8	135	7	0,48	0,49	0,34	0,60	0,48	0,61	0,37	0,92	0,59	0,62
3	60	0,8	135	7	0,56	0,73	0,49	0,49	0,57	0,70	0,67	0,96	0,65	0,75
4	60	0,8	118	7	0,71	0,61	0,67	0,72	0,68	0,66	0,46	0,50	1,65	0,82
5	120	0,4	135	7	0,34	0,52	0,61	0,75	0,56	1,42	0,39	1,59	0,67	1,02
6	60	0,2	135	7	0,63	0,51	0,74	0,56	0,61	0,40	0,53	0,79	0,61	0,58
7	120	0,4	135	7	0,33	0,90	1,06	0,66	0,74	1,09	0,53	0,91	0,64	0,79
8	120	0,2	135	7	0,46	0,38	0,51	0,54	0,47	0,60	0,73	0,66	0,75	0,69
9	60	0,2	118	7	2,46	1,52	1,62	1,45	1,76	3,28	0,47	1,82	1,27	1,71
10	60	0,8	118	7	0,41	0,71	1,17	1,31	0,90	0,46	0,57	0,40	1,52	0,74
11	60	0,4	135	7	0,62	0,43	0,89	0,60	0,64	0,30	0,29	0,96	0,77	0,58
12	60	0,8	135	7	0,41	0,88	0,72	0,85	0,72	0,88	0,60	0,87	0,64	0,75
13	120	0,4	118	7	0,86	1,11	3,80	1,06	1,71	1,08	1,32	1,70	0,70	1,20
14	60	0,2	135	7	0,37	0,64	0,86	0,82	0,67	0,75	0,48	1,31	0,54	0,77
15	60	0,4	135	7	0,52	0,87	0,86	1,04	0,82	1,26	0,41	1,59	0,61	0,97
16	120	0,8	118	7	0,32	0,53	0,79	0,99	0,66	0,85	0,88	0,55	0,59	0,72
17	120	0,8	135	7	0,59	1,02	0,72	0,64	0,74	0,77	0,91	0,91	0,63	0,81
18	120	0,2	135	7	0,32	0,80	0,86	0,81	0,70	0,53	0,70	0,49	0,61	0,58
19	60	0,4	118	7	1,05	1,84	1,04	1,14	1,27	0,68	0,72	0,85	0,92	0,79
20	120	0,8	118	7	0,30	0,37	0,56	0,64	0,47	0,61	0,71	0,43	0,68	0,61
21	120	0,2	118	7	0,71	1,17	1,01	0,59	0,87	0,59	0,51	0,69	0,68	0,62
22	60	0,2	118	7	1,00	0,68	1,09	0,65	0,86	1,08	0,53	0,79	0,71	0,78
23	60	0,4	118	7	0,60	1,13	2,26	0,52	1,13	0,89	1,00	1,71	0,64	1,06
24	120	0,2	118	7	0,46	1,50	1,45	0,90	1,08	1,27	0,40	1,10	0,37	0,79

Orden Corrida	S [m/min]	f [mm/rev]	γ [°]	D [mm]	BP					TP				
					Ra _{0°}	Ra _{90°}	Ra _{180°}	Ra _{270°}	Ra	Ra _{0°}	Ra _{90°}	Ra _{180°}	Ra _{270°}	Ra
25	120	0,4	118	7,5	1,10	1,31	0,94	0,66	1,00	0,76	1,22	0,80	0,76	0,89
26	120	0,8	135	7,5	0,69	0,91	0,71	0,55	0,72	0,95	0,98	0,63	0,53	0,77
27	60	0,8	135	7,5	0,70	0,82	0,40	0,53	0,61	0,56	0,57	0,55	0,49	0,54
28	60	0,8	118	7,5	0,68	0,55	0,81	0,60	0,66	0,68	0,74	0,45	0,90	0,69
29	120	0,4	135	7,5	0,95	0,50	1,17	1,21	0,96	0,45	0,70	0,50	0,40	0,51
30	60	0,2	135	7,5	0,07	0,53	0,50	0,43	0,38	0,52	0,84	0,92	0,71	0,75
31	120	0,4	135	7,5	0,46	0,60	0,63	0,48	0,54	0,50	0,90	0,68	0,85	0,73
32	120	0,2	135	7,5	0,69	1,07	1,00	0,58	0,84	0,82	0,57	0,40	0,60	0,60
33	60	0,2	118	7,5	0,65	0,41	0,51	0,71	0,57	0,59	0,48	0,37	0,46	0,48
34	60	0,8	118	7,5	1,10	1,30	1,30	0,90	1,15	0,76	1,90	1,30	1,02	1,25
35	60	0,4	135	7,5	0,88	0,64	0,55	0,62	0,67	0,53	0,70	0,79	0,71	0,68
36	60	0,8	135	7,5	0,37	0,52	0,58	0,50	0,49	0,36	0,64	0,49	0,44	0,48
37	120	0,4	118	7,5	0,51	0,79	0,74	0,70	0,69	0,76	1,22	0,41	0,61	0,75
38	60	0,2	135	7,5	0,60	0,77	0,79	1,04	0,80	0,54	0,73	0,59	0,40	0,57
39	60	0,4	135	7,5	0,60	0,29	0,36	0,39	0,41	0,32	0,41	0,40	0,38	0,38
40	120	0,8	118	7,5	1,20	1,25	1,23	0,90	1,15	0,98	1,20	1,16	1,13	1,12
41	120	0,8	135	7,5	0,41	0,96	0,94	0,96	0,82	0,77	0,99	1,52	0,69	0,99
42	120	0,2	135	7,5	0,60	0,53	0,74	0,57	0,61	0,72	0,66	0,90	0,50	0,70
43	60	0,4	118	7,5	0,44	0,36	0,63	0,84	0,57	0,60	0,42	0,53	0,52	0,52
44	120	0,8	118	7,5	1,70	1,56	0,99	1,51	1,44	1,54	1,38	1,80	1,63	1,59
45	120	0,2	118	7,5	0,69	0,87	1,38	1,10	1,01	1,06	0,85	0,64	0,63	0,80
46	60	0,2	118	7,5	0,80	0,83	1,00	0,52	0,79	1,13	1,05	0,61	0,50	0,82
47	60	0,4	118	7,5	0,41	0,79	0,76	0,90	0,72	0,61	0,55	0,83	0,70	0,67
48	120	0,2	118	7,5	1,20	1,58	3,20	2,27	2,06	2,71	3,27	2,39	1,60	2,49

S= velocidad de corte; f= avance; γ= ángulo de punta; f= avance; D= diámetro, Profundidades de medición BP y TP,

ANEXO II. Mediciones individuales de $R\alpha$ de la segunda fase experimental

Anexo 2. Valores individuales y media del Ra de la segunda fase experimental, para las dos profundidades de medición en los 4 puntos separados angularmente 90° .

Ensayo	γ ($^\circ$)	C	f (mm/rev)	L	BP					TP				
					Ra_{0°	Ra_{90°	Ra_{180°	Ra_{270°	Ra	Ra_{0°	Ra_{90°	Ra_{180°	Ra_{270°	Ra
1	130	TiN	0,4	Seco	0,90	0,69	0,90	0,68	0,79	0,83	0,69	0,80	0,94	0,82
2	118	Sin	0,4	Seco	1,11	1,03	0,78	1,00	0,98	1,28	0,99	0,80	1,13	1,05
3	130	Sin	0,8	Seco	1,12	0,62	1,20	1,17	1,03	0,76	1,06	0,70	1,06	0,90
4	118	TiN	0,4	Seco	0,93	0,62	0,43	0,62	0,65	0,61	0,47	0,56	0,56	0,55
5	140	Sin	0,4	Seco	0,75	1,25	1,07	1,33	1,10	1,02	0,90	0,88	0,91	0,93
6	130	Sin	0,4	Seco	1,22	1,30	0,97	0,83	1,08	0,93	1,26	0,80	1,11	1,03
7	140	TiN	0,8	Seco	1,00	0,88	0,76	0,88	0,88	0,88	0,74	0,90	0,90	0,86
8	118	TiN	0,8	Seco	1,20	1,00	1,31	1,20	1,18	0,76	0,41	0,50	0,86	0,63
9	130	TiN	0,8	Seco	0,79	0,76	0,90	0,81	0,82	0,56	0,61	0,47	0,73	0,59
10	118	Sin	0,8	Seco	0,99	1,51	1,08	1,44	1,26	0,89	1,14	1,15	1,38	1,14
11	140	TiN	0,4	Seco	0,76	1,07	0,86	0,93	0,91	0,65	0,80	0,65	0,99	0,77
12	140	Sin	0,8	Seco	0,90	1,63	0,70	1,64	1,22	1,06	1,10	1,08	1,03	1,07
13	140	Sin	0,4	MQL	0,71	0,87	0,86	1,00	0,86	1,52	1,01	1,26	1,63	1,36
14	118	Sin	0,8	MQL	1,10	0,76	1,03	1,09	1,00	0,90	1,35	1,50	1,10	1,21
15	140	TiN	0,8	MQL	0,30	1,04	0,80	0,85	0,75	0,58	0,79	0,90	1,15	0,86
16	130	Sin	0,8	MQL	0,35	1,10	0,60	0,70	0,69	0,70	0,76	0,55	0,70	0,68
17	118	Sin	0,4	MQL	0,93	0,99	1,62	1,20	1,19	1,43	0,70	0,90	0,97	1,00
18	130	TiN	0,4	MQL	1,20	0,77	0,97	0,89	0,96	0,90	0,60	0,91	0,90	0,83
19	118	TiN	0,4	MQL	1,56	1,45	1,13	1,22	1,34	1,22	1,18	1,22	1,50	1,28
20	140	Sin	0,8	MQL	1,13	1,39	0,82	1,29	1,16	0,95	0,86	0,77	1,04	0,91
21	130	TiN	0,8	MQL	1,30	1,20	0,47	1,37	1,09	0,55	0,72	0,97	0,68	0,73
22	118	TiN	0,8	MQL	0,91	0,77	0,92	1,30	0,98	1,01	0,89	0,76	1,22	0,97
23	130	Sin	0,4	MQL	1,23	1,09	0,49	0,93	0,94	1,04	1,09	0,67	1,01	0,95
24	140	TiN	0,4	MQL	0,79	0,50	0,91	0,86	0,77	0,55	0,57	0,46	0,75	0,58

γ = ángulo de punta; f= avance; C=tipo de recubrimiento; L=tipo de lubricación, Profundidades de medición BP y TP,

ANEXO III. Mediciones individuales de R_z de la segunda fase experimental

Anexo 3. Valores individuales y media del Rz de la segunda fase experimental, para las dos profundidades de medición en los 4 puntos separados angularmente 90°.

Ensayo	γ (°)	C	f (mm/rev)	L	BP					TP				
					Rz0°	Rz90°	Rz180°	Rz270°	Rz	Rz0°	Rz90°	Rz180°	Rz270°	Rz
1	130	TiN	0,4	Seco	5,00	4,14	4,79	4,24	4,54	4,46	4,19	5,30	5,37	4,83
2	118	Sin	0,4	Seco	8,41	7,32	5,38	6,54	6,91	7,43	5,80	5,00	6,48	6,18
3	130	Sin	0,8	Seco	9,94	5,71	11,58	11,96	9,80	7,64	10,22	7,50	9,89	8,81
4	118	TiN	0,4	Seco	5,47	3,42	2,84	3,48	3,80	3,61	2,82	2,82	3,29	3,14
5	140	Sin	0,4	Seco	7,55	7,42	8,69	7,54	7,80	6,49	7,11	5,78	7,71	6,77
6	130	Sin	0,4	Seco	9,43	8,00	9,09	5,83	8,09	5,37	8,45	5,60	7,44	6,72
7	140	TiN	0,8	Seco	7,50	6,07	4,75	5,55	5,97	6,17	5,50	5,40	5,60	5,67
8	118	TiN	0,8	Seco	8,30	5,90	7,13	10,90	8,06	4,38	2,94	3,10	4,61	3,76
9	130	TiN	0,8	Seco	4,40	5,01	5,23	3,88	4,63	3,72	3,94	3,14	5,02	3,96
10	118	Sin	0,8	Seco	7,82	10,03	8,44	8,90	8,80	8,40	8,29	7,39	8,09	8,04
11	140	TiN	0,4	Seco	7,19	9,04	8,47	7,91	8,15	7,18	7,26	6,00	8,50	7,24
12	140	Sin	0,8	Seco	6,80	14,00	6,30	11,26	9,59	9,85	9,60	10,36	9,26	9,77
13	140	Sin	0,4	MQL	6,18	7,68	6,48	6,90	6,81	9,24	6,60	6,45	9,06	7,84
14	118	Sin	0,8	MQL	8,80	6,71	8,56	8,82	8,22	6,00	10,15	8,69	8,55	8,35
15	140	TiN	0,8	MQL	1,98	7,53	5,50	5,48	5,12	3,83	5,96	7,26	8,55	6,40
16	130	Sin	0,8	MQL	2,90	7,70	4,10	4,40	4,78	4,80	8,82	4,78	5,71	6,03
17	118	Sin	0,4	MQL	6,09	7,20	8,51	6,80	7,15	9,00	4,79	5,90	5,76	6,36
18	130	TiN	0,4	MQL	6,40	5,14	6,30	4,58	5,61	5,48	4,30	5,56	5,70	5,26
19	118	TiN	0,4	MQL	11,95	10,61	7,94	10,84	10,34	10,05	9,37	8,47	9,76	9,41
20	140	Sin	0,8	MQL	10,44	12,20	8,59	11,04	10,57	8,81	9,04	8,39	9,85	9,02
21	130	TiN	0,8	MQL	7,30	9,50	3,60	10,61	7,75	5,07	8,17	9,38	7,27	7,47
22	118	TiN	0,8	MQL	5,96	6,00	5,18	9,58	6,68	6,96	6,31	4,67	6,96	6,23
23	130	Sin	0,4	MQL	9,17	7,30	3,64	8,45	7,14	7,22	8,06	5,34	7,95	7,14
24	140	TiN	0,4	MQL	6,09	5,00	5,32	6,28	5,67	5,07	5,20	3,07	7,24	5,15

γ = ángulo de punta; f= avance; C=tipo de recubrimiento; L=tipo de lubricación, Profundidades de medición BP y TP,

ANEXO IV. Mediciones individuales de RSm de la segunda fase experimental.

Anexo 4. Valores individuales y media del *RSm* de la segunda fase experimental, para las dos profundidades de medición en los 4 puntos separados angularmente 90°.

Ensayo	γ (°)	C	f (mm/rev)	L	BP					TP				
					<i>RSm</i> _{0°}	<i>RSm</i> _{90°}	<i>RSm</i> _{180°}	<i>RSm</i> _{270°}	<i>RSm</i>	<i>RSm</i> _{0°}	<i>RSm</i> _{90°}	<i>RSm</i> _{180°}	<i>RSm</i> _{270°}	<i>RSm</i>
1	130	TiN	0,4	Seco	223,20	256,00	311,60	243,10	258,47	239,00	300,50	283,90	222,20	261,40
2	118	Sin	0,4	Seco	325,30	230,20	337,10	258,80	287,85	371,90	308,80	194,80	289,70	291,30
3	130	Sin	0,8	Seco	145,30	281,20	320,20	372,00	279,67	146,90	205,50	182,80	481,50	254,17
4	118	TiN	0,4	Seco	304,90	248,90	285,10	192,40	257,82	185,80	174,50	184,90	193,70	184,72
5	140	Sin	0,4	Seco	159,20	325,80	210,30	262,20	239,37	187,60	192,80	194,10	262,10	209,15
6	130	Sin	0,4	Seco	281,00	363,10	211,10	172,20	256,85	374,50	250,60	253,70	257,70	284,12
7	140	TiN	0,8	Seco	400,00	235,40	285,00	376,10	324,12	242,60	309,00	245,10	280,50	269,30
8	118	TiN	0,8	Seco	314,80	249,50	281,10	633,30	369,67	220,30	240,80	262,30	194,80	229,55
9	130	TiN	0,8	Seco	169,10	214,00	206,20	300,60	222,47	206,90	191,60	198,80	215,20	203,12
10	118	Sin	0,8	Seco	258,70	369,40	213,20	351,10	298,10	373,10	198,00	212,80	228,40	253,07
11	140	TiN	0,4	Seco	268,70	463,90	263,00	398,50	348,52	252,60	227,30	234,60	388,20	275,67
12	140	Sin	0,8	Seco	121,40	516,90	156,20	557,50	338,00	309,90	253,40	419,70	124,40	276,85
13	140	Sin	0,4	MQL	282,40	125,70	159,80	277,40	211,32	185,90	240,60	142,60	325,00	223,52
14	118	Sin	0,8	MQL	169,40	377,10	205,30	245,40	249,30	165,70	264,90	219,90	212,10	215,65
15	140	TiN	0,8	MQL	109,40	156,50	256,60	286,40	202,22	135,50	243,50	170,20	340,90	222,52
16	130	Sin	0,8	MQL	178,70	126,10	135,80	132,80	143,35	203,70	181,50	118,20	188,20	172,90
17	118	Sin	0,4	MQL	159,80	133,20	289,10	161,30	185,85	171,70	113,50	133,60	130,70	137,37
18	130	TiN	0,4	MQL	138,60	161,80	150,30	121,90	143,15	123,10	154,50	180,80	142,90	150,32
19	118	TiN	0,4	MQL	195,00	214,70	197,20	407,40	253,57	121,70	145,90	185,40	196,40	162,35
20	140	Sin	0,8	MQL	125,00	170,40	160,80	110,90	141,77	195,90	156,50	128,70	138,80	154,97
21	130	TiN	0,8	MQL	384,10	272,10	163,90	282,50	275,65	330,50	213,30	231,00	297,00	267,95
22	118	TiN	0,8	MQL	307,30	332,10	212,00	236,00	271,85	362,40	391,50	274,30	210,70	309,72
23	130	Sin	0,4	MQL	151,00	154,20	182,50	224,20	177,97	132,40	195,00	297,70	292,90	229,50
24	140	TiN	0,4	MQL	215,40	146,40	301,40	170,60	208,45	330,50	142,10	178,30	204,60	213,87

γ = ángulo de punta; f= avance; C=tipo de recubrimiento; L=tipo de lubricación, Profundidades de medición BP y TP,

ANEXO V. Modelo reducido de parámetros de rugosidad de la segunda fase experimental.

Modelo reducido de regresión para el Ra .

- Factores y niveles.

Factor	Niveles	Valores	Efectos
γ (°)	3	118; 130; 140	g
C	2	TiN; Sin	c
f (mm/rev)	2	0,4; 0,8	f
L	2	Sin; MQL	l
MD	2	BP; TP	m

- Análisis de la varianza.

Fuente	GL	SC Ajust.	MC Ajust.	Valor F	Valor p
γ (°)	2	0,19645	0,09822	4,38	0,020
C	1	0,35621	0,35621	15,90	0,000
MD	1	0,07521	0,07521	3,36	0,075
γ (°)*L	2	0,14808	0,07404	3,30	0,048
C*L	1	0,13230	0,13230	5,91	0,020
f (mm/rev)*L	1	0,07922	0,07922	3,54	0,068
γ (°)*C*L	2	0,15223	0,07612	3,40	0,044
Error	37	0,82892	0,02240		
Total	47	1,96861			

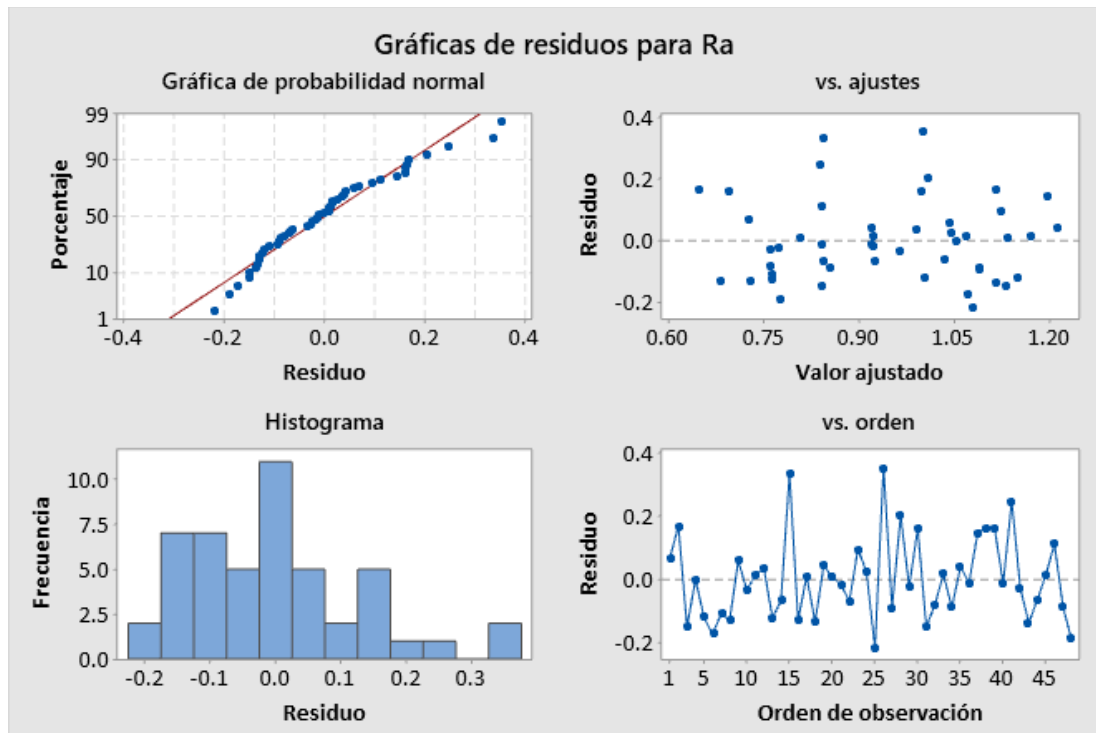
- Ecuación de regresión.

$$Ra_{ijkl} = \mu + g_i + c_j + m_k + gl_{il} + cl_{jl} + fl_{ml} + gcl_{ijl} + \varepsilon_{ijkl}$$

- Parámetros de estimación del modelo

Símbolo	Parámetro	valor	Símbolo	Parámetro	valor
g_1	118°	0,0820	cl_{22}	TiN * MQL	0,0525
g_2	130°	-0,0741	ml_{11}	0,4 mm/rev*Seco	-0,0406
c_2	TiN	-0,0861	gcl_{111}	118° *Sin*Seco	0,0466
m_1	TP	-0,0396	gcl_{211}	130° *Sin * Seco	0,0325
gl_{11}	118° * Seco	-0,0778	μ	término independiente	0,9425
gl_{21}	130° * Seco	0,0293			

- Gráfica de los residuos.



Modelo reducido de regresión para el Rz.

- Factores y niveles.

Factor	Niveles	Valores	Efectos
$\gamma (^{\circ})$	3	118; 130; 140	g
C	2	TiN; Sin	c
f (mm/rev)	2	0,4; 0,8	f
L	2	Sin; MQL	l

- Análisis de la varianza.

Fuente	GL	SC Ajust.	MC Ajust.	Valor F	Valor p
$\gamma (^{\circ})$	2	7,097	3,548	2,72	0,080
C	1	36,510	36,510	28,01	0,000
f (mm/rev)	1	4,955	4,955	3,80	0,060
$\gamma (^{\circ}) * L$	2	11,667	5,834	4,48	0,019
C*f (mm/rev)	1	6,979	6,979	5,35	0,027
C*L	1	13,248	13,248	10,17	0,003
$\gamma (^{\circ}) * C * f$ (mm/rev)	2	8,689	4,345	3,33	0,048
$\gamma (^{\circ}) * C * L$	2	17,053	8,527	6,54	0,004
$\gamma (^{\circ}) * f$ (mm/rev) * L	2	9,189	4,595	3,53	0,041
Error	33	43,009	1,303		
Total	47	158,397			

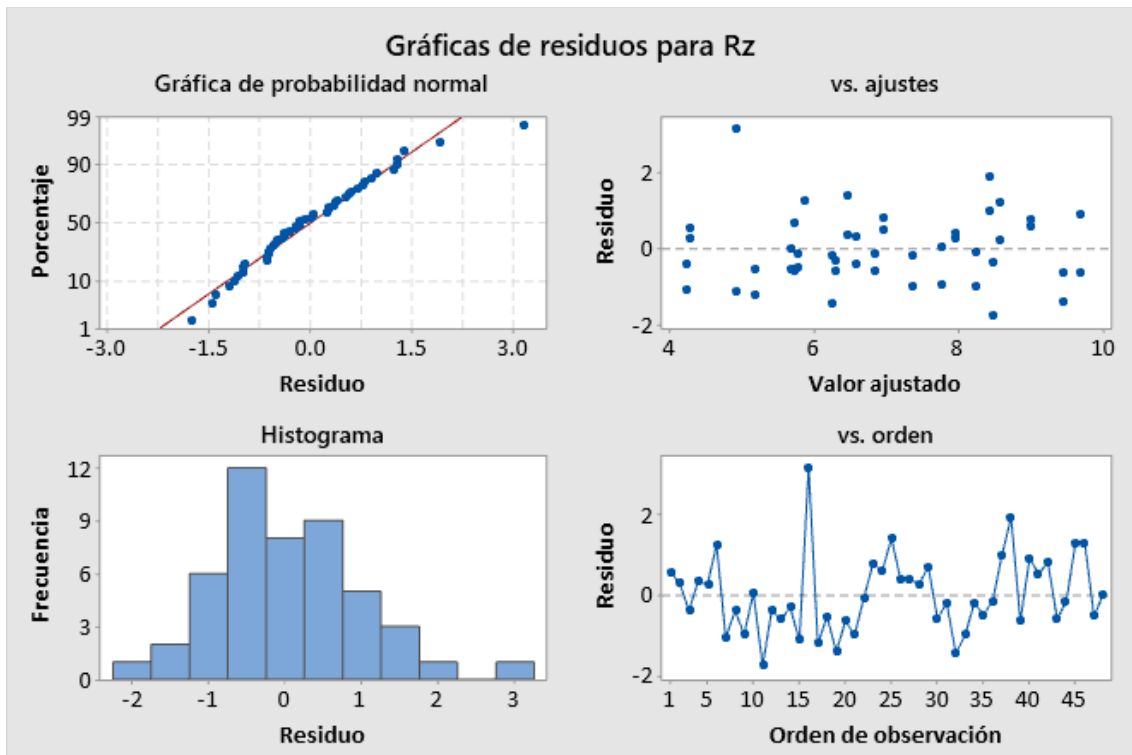
- Ecuación de regresión.

$$Ra_{ijkl} = \mu + g_i + c_j + f_m + gl_{il} + cf_{jm} + cl_{jl} + gcf_{ijm} + gcl_{ijl} + gfl_{iml} + \varepsilon_{ijkl}$$

- Parámetros de estimación del modelo.

Símbolo	Parámetro	valor	Símbolo	Parámetro	valor
g_1	118°	0,057	gcf_{121}	118° * TiN * 0,4 mm/rev	0,167
g_2	130°	-0,497	gcf_{221}	130° * TiN * 0,4 mm/rev	-0,584
c_2	TiN	-0,872	gcl_{122}	118° * TiN * MQL	0,334
f_1	0,4 mm/rev	-0,0321	gcl_{222}	130° * TiN * MQL	0,503
gl_{12}	118° * MQL	0,681	gfl_{112}	118° * 0,4 mm/rev * MQL	0,569
gl_{22}	130° * MQL	-0,210	gfl_{212}	130° * 0,4 mm/rev * MQL	-0,073
cf_{22}	TiN * 0,4 mm/rev	0,381	μ	Término independiente	6,906
cl_{22}	TiN * MQL	0,525			

- Gráfica de los residuos.



Modelo reducido de regresión para el RS_m .

- Factores y niveles.

Factor	Niveles	Valores	Efectos
γ (°)	3	118; 130; 140	g
C	2	TiN; Sin	c
f (mm/rev)	2	0,4; 0,8	f
L	2	Sin; MQL	l

- Análisis de la varianza.

Fuente	GL	SC Ajust.	MC Ajust.	Valor F	Valor p
L	1	49939	49939	25,29	0,000
$\gamma*f*L$	2	10241	5121	2,59	0,086
$C*f*L$	1	7636	7636	3,87	0,056
Error	43	84904	1975		
Total	47	152720			

- Ecuación de regresión.

$$Ra_{ijkl} = \mu + l_l + gfl_{iml} + cfl_{jml} + \varepsilon_{ijkl}$$

- Parámetros de estimación del modelo

Símbolo	Parámetro	valor	Símbolo	Parámetro	valor
l_2	MQL	-32,26	cfl_{212}	TiN*0,4 mm/rev*MQL	-12,61
gfl_{112}	118° * 0,4 mm/rev*MQL	-7,67	μ	término independiente	237,47
gfl_{212}	130° * 0,4 mm/rev*MQL	-12,77			

- Gráfica de los residuos.

