



# BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

## FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

## INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

# DESIGN AND TESTING OF A NEW DRILLING TOOL WITH INNER CHANNELS

NÁVRH A TESTOVÁNÍ NOVÉHO VRTACÍHO NÁSTROJE S VNITŘNÍMI KANÁLKY

## MASTER'S THESIS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

### AUTHOR

AUTOR PRÁCE

Bc. Hana Havlíková

### SUPERVISOR

VEDOUCÍ PRÁCE

prof. Ing. Miroslav Píška, CSc.

BRNO 2020

# Specification Master's Thesis

Department: Institute of Manufacturing Technology  
Student: **Bc. Hana Havlíková**  
Study programme: Industrial Engineering  
Study branch: Industrial Engineering  
Supervisor: **prof. Ing. Miroslav Piška, CSc.**  
Academic year: 2019/20

Pursuant to Act no. 111/1998 concerning universities and the BUT study and examination rules, you have been assigned the following topic by the institute director Master's Thesis:

## **Design and testing of a new drilling tool with inner channels**

### **Concise characteristic of the task:**

Analysis of parameters influencing the performance of the drilling tool, design and simulation of the tool, its verification by tests and evaluation of results.

### **Goals Master's Thesis:**

Analysis of parameters influencing the performance of the drilling tool.

Design and simulation of the drilling tool.

Testing and verification of the tool.

Evaluation of the technological results.

### **Recommended bibliography:**

SCHNABEL, D., ÖZKAYA, E., BIERMANN, D., EBERHARD, P. Modeling the motion of the cooling lubricant in drilling processes using the finite volume and the smoothed particle hydrodynamics methods, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Volume 329, 2018, 369-395. ISSN 0045-7825.

ABELE, E., FUJARA, M. Simulation-based twist drill design and geometry optimization, *CIRP Annals*, Volume 59, Issue 1, 2010, 145-150. ISSN 0007-8506.

MULLER, D., KIRSCH, B., AURICH, J. C. The influence of structured flank faces on cooling performance when drilling, *Procedia CIRP*, Volume 82, 2019, 415-420. ISSN 2212-8271.

ROSNAN, R., M. N. MURAD, A. I. AZMI, I. SHYHA. Effects of minimal quantity lubricants reinforced with nano-particles on the performance of carbide drills for drilling nickel-titanium alloys, *Tribology International*, Volume 136, 2019, 58-66, ISSN 0301-679X.

OUTEIRO, J. C., LENOIR, P., BOSSELUT, A. Thermo- Mechanical Effects in Drilling Using Metal Working Fluids and Cryogenic Cooling and their Impact in Tool Performance, Production Engineering, Research and Development , Springer, Vol. 9, 551–562. 2015.

Deadline for submission Master's Thesis is given by the Schedule of the Academic year 2019/20

In Brno,

L. S.

---

prof. Ing. Miroslav Píška, CSc.  
ředitel ústavu

---

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.  
děkan fakulty

## **ABSTRAKT**

### **ÚVOD**

Vrtání představuje nejpoužívanější operaci pro tvorbu otvorů. Jeho průběh lze těžko odhadnout, neboť geometrie nástroje je velmi komplexní a během vrtací operace se mění [1]. Jelikož se jedná o zahlubovací operaci i sledování vzniklých teplot se stává překážkou [2]. Mnohé studie byly vedeny za účelem tvorby teplotních modelů a předpovídání teplot generovaných při kontaktu nástroj-materiál [3–6].

Sloučenina Ti-6Al-4V patří mezi nejpoužívanější sloučeniny v leteckém odvětví díky skvělé kombinaci vysoké měrné pevnosti (poměr síla-hustota), vysoké teplotní odolnosti a odolnosti vůči korozi [7]. Avšak také se klasifikuje mezi těžkoobrobitelné materiály převážně díky své nízké tepelné vodivosti, která způsobuje, že téměř veškeré teplo generované během obráběcího procesu je přeneseno do řezného nástroje a je tak silně negativně ovlivněna jeho životnost [8–10].

V případě obrábění slitiny Ti-6Al-4V je doporučeno použít řeznou kapalinu, aby se snížila teplota nástroje. Ta je v případě vrtání přiváděna převážně vnitřně pomocí chladících kanálků, neboť se tak dosahuje lepšího přívodu řezné kapaliny do požadované oblasti. Správný přívod kapaliny má tedy přímý vliv na životnost nástroje a odvod třísky [11–14].

CFD (Computational Fluid Dynamics) simulace se stávají vhodným nástrojem pro předpověď chování kapaliny během obrábění. Pomocí CFD softwaru je možno simulovat proudění kapaliny, a následně zvýšit životnost řezného nástroje a zlepšit integritu povrchu obráběných součástí [15–18].

Tato diplomová práce byla vypracována ve spolupráci se švédskou firmou SECO Tools, konkrétně s jejími pobočkami v Bourges, ve Francii a v Norrköping, ve Švédsku, s laboratoří LaBoMap spadající pod Arts et Métiers Institute of Technology a se stonou fakultou VUT Brno.

Cílem této práce je nalézt nový vrtací nástroj s optimalizovanými chladícími kanálky, který by vedl ke zlepšení aplikace řezné kapaliny a následnému zvýšení životnosti nástroje. V první části práce je představena firma a analyzována témata týkající se tohoto projektu. Dále je navrhnout nový nástroj, který je podroben obráběcím testům a srovnán s již existujícím nástrojem určeným pro stejný typ operací. Následně je na základě testů a výpočtů vytvořen teplotní CFD model předpovídající chování řezné kapaliny při různých hodnotách vstupního tlaku. Nakonec jsou pomocí simulací ověřena další možná řešení.

### **TEORETICKÝ ROZBOR**

Tato práce je výsledkem spolupráce s firmou SECO Tools. Tato kapitola představuje firmu a kontext této práce spolu s teoretickými základy použitými v tomto projektu.

### **Kontext společnosti**

Společnost SECO Tools je mezinárodní firma, která existuje od roku 1932 a má významné postavení na trhu s řeznými nástroji. Je to špičkový odborník uznávaný na globální řešení pro soustružení, frézování, vrtání a řezání závitů. Společnost je známa inovativními řešeními a technologiemi, které maximalizují produktivitu a ziskovost v různých průmyslových odvětvích. SECO aktivně spolupracuje s univerzitami a průmyslovými asociacemi, sleduje nové trendy a vyvíjí řešení, která uspokojí potřeby zákazníků. Od roku 2012 je společnost součástí Sandvik Machining Solutions, švédské skupiny zabývající se výrobou a prodejem obráběcích nástrojů.

### **Vrtání**

Vrtání je metoda obrábění pro výrobu děr do plného materiálu. Hlavní pohyb je rotační a běžně je vykonáván nástrojem (vrtákem). Osa vrtáku je obvykle kolmá k obráběné ploše, kterou vrták vstupuje do materiálu a v jejím směru je prováděn posuv nástroje.

Charakteristikou vyhlubovacích nástrojů je, že řezná rychlost je maximální na obvodu nástroje a směrem ke středu se snižuje, takže je ve středu nulová.

### **Geometrie vrtáku**

Geometrie řezného nástroje je definována normou ISO 3002-1 [19]. Nástroj je vymezen několika úhly, které jsou definovány v různých plánech.

Geometrie vrtáku je extrémně složitá s často zakřivenými řeznými hranami, jejichž úhly se podél nich mění. Proto je jejich definice komplikovanější, než je tomu u nástrojů s definovanou geometrií břitů.

Geometrie řezného nástroje má zásadní význam, protože přímo ovlivňuje tvorbu třísek, produktivitu obrábění, životnost nástroje, kvalitu obrábění a směr a velikost řezné síly [20].

### **Mechanismy řezání**

Astakhov [13] definuje obrábění kovů jako proces tváření, při kterém je vnější energie využita na deformaci materiálu, dokud se odstraňovaná vrstva neoddělí, aby vytvořila třísku. K této operaci dochází v důsledku lomu obráběného materiálu. Nejprve se nástroj dostane do kontaktu s obrobkem a stlačuje ho, jak postupuje, dokud nedosáhne meze pevnosti pracovního materiálu. V tuto chvíli je odstraněná vrstva oddělena od obrobku, aby vytvořila třísku. Jsou rozlišovány 3 zóny, kde platí různé fyzikální a chemické děje, které charakterizují přenos tepla do třísky, obrobku a nástroje [21, 22].

V teorii řezání kovů lze všechny operace rozdělit na ortogonální a běžné, kdy hlavním rozdílem mezi nimi je orientace hlavního ostří vzhledem k pohybu obrobku [23]. Při ortogonálním řezání je řezná hrana nástroje kolmá k hlavnímu směru pohybu, zatímco při obecném řezání vytváří ostří nástroje úhel s hlavním směrem pohybu, nazývaný úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ . Kromě toho je ortogonální řezání většinou považováno za 2D a jsou znázorněny pouze dvě složky síly, řezná a posuvná síla. Oproti tomu obecné řezání je 3D a berou v se úvahu tři složky síly, řezná síla, posuvná síla a radiální síla. Navíc při ortogonálním řezání proudí třísky přes nástroj, zatímco při obecném řezání proudí třísky

podél stran a vytváří takzvaný úhel vektoru odchodu třísky  $\eta$ . Podle Stablera [24] jsou hodnoty úhlu sklonu hlavního ostří velmi blízké hodnotám úhlu vektoru odchodu třísky.

Vrtání je klasifikováno jako obecné řezání, které je však obtížnější popsat, proto se při výpočtu často používají pro zjednodušení rovnice pro ortogonální řezání.

### **Součinitel pěchování třísky a délka kontaktu nástroj-tříska**

Součinitel pěchování třísky  $\Lambda$  (CCR neboli Chip Compression Ratio) je poměr mezi tloušťkou třísky a nedeformovanou tloušťkou třísky. Součinitel pěchování třísky je kvantitativním měřítkem plastické deformace obráběného materiálu. Je silně ovlivněn parametry obrábění (řezná rychlost, posuv, hloubka řezu) a geometrií nástroje. Podle pravidla zachování objemu při plastické deformaci se objem třísky nemění. Její délka a tloušťka je však změněna. Pomocí CCR je možno určit energii vynaloženou na plastickou deformaci, délku kontaktu nástroj-tříska a rychlost třísky vzhledem k řeznému nástroji [25]. Inverzní hodnota CCR,  $r_c$ , se používá k výpočtu ortogonálního úhlu střihu [26, 27].

Délka kontaktu nástroj-tříska představuje rozhraní mezi nástrojem a třískou měřena na čele nástroje, ve směru toku třísky. Určuje hlavní tribologické podmínky, jako je teplota, napětí, opotřebením nástroje atd. Minimalizace této oblasti snižuje hodnotu třecí síly na rozhraní a má za následek nižší kontaktní teplotu. Nejběžnější technikou pro měření experimentálních hodnot je přeměření stop opotřebením zanechaných třískou na čele nástroje pomocí mikroskopu. Tento postup však nutně neurčuje skutečnou délku kontaktu [28]. Teoretické modely pro předpověď délky kontaktu jsou založeny na empirickým testech a jsou platné pro konkrétní obráběné materiály [29–31].

### **Měření teplot při vrtání**

Při obrábění kovů je teplota faktorem, který má velký vliv na životnost nástroje integritu obráběného povrchu. Vysoká teplota zvětšuje opotřebením nástroje a zhoršuje integritu povrchu. Proto je důležité měřit a řídit teplotu vznikající během obrábění.

Přesné měření teploty zůstává komplikované a mnohé metody nelze uplatnit při použití chladicího média. Davies *et al.* [2] vytvořil přehled běžně používaných metod pro měření teploty s ohledem na různé obráběcí procesy (soustružení, frézování nebo vrtání).

Často používané metody měření teploty obráběcího procesu jsou:

1. metoda odporu,
2. termočlánky,
3. spektrální radiační termometrie,
4. termo-fyzikální procesy.

Měření teploty při vrtání je obzvláště obtížné, neboť se jedná o zahlubovací operaci, tudíž je použití externích měřících metod omezeno, a také proto, že se nástroj otáčí.

Termočlánek bývá obvykle umístěn blízko hlavního ostří. Kvůli připojení termočlánku k měřící aparatuře není možno, aby nástroj rotoval. Z tohoto důvodu Outeiro *et al.* [32] navrhli experimentální montáž, při které je nástroj statický a připevněný ke stolu CNC frézky, zatímco obrobek je připevněn k vřetenu, otáčí se a pohybuje se ve směru -z pro

generování posuvu. Lazoglu *et al.* [6] vytvořili nové zařízení pro měření teploty s názvem Rotary Tool Temperature (RTT), které umožňuje měřit teploty během obrábění pomocí termočlánků bezdrátově připojených k měřicí aparatuře. Beno a Hulling [33] použili dvoubarevný pyrometr s optickými vlákny pro měření teploty během vrtání Ti-6Al-4V. Optická vlákna jsou umístěna v obrobku rovnoběžně s osou vrtáku a jejich poloha vzhledem k hlavnímu ostří nástroje je konstantní.

Nevýhodou těchto metod však je, že teplota je měřena pouze v jednom konkrétním bodě nástroje, tudíž není možno získat celkové rozložení teploty, aspoň ne během jednoho měření.

### **Modelování teplot u vrtáku**

Jak bylo uvedeno výše, měření teploty během obrábění není jednoduchý a přímý proces. Obzvláště to platí v případě vrtání. Tudíž se několik vědců snažilo předpovědět teplotu pomocí analytických a numerických metod. Kuzu *et al.* [5] navrhl model pro předpověď přenosu tepla do obrobku během vrtání za sucha do litiny s kompaktním grafitem (CGI). Později byl proveden experiment se stejným materiálem a řeznými podmínkami s MQL (z anglického Minimum Quantity Lubrification) chlazením [34]. Li a Shih [35] navrhli model teploty pro vrtání titanu. Ostří řezného nástroje je diskretizováno na tzv. elementární řezné nástroje (ECT), aby se zjednodušil výpočet tepelného toku způsobeného složitou geometrií hlavního ostří a měnící se řeznou rychlostí. Pro předpověď tepelného toku použili model pro obecné řezání. Kumar *et al.* [36] použili podobný postup pro předpověď teplot během vrtání Ti-6Al-4V za sucha. Bono a Ni [37] použili model pro vrtání hliníku vrtákem HHS. Ukázali, že maximální teplota se nachází na příčném ostří. Lazoglu *et al.* [6] použili prediktivní model teploty pro vrtání Ti-6Al-4V za sucha. Simulované hodnoty jsou v dobré shodě s těmi naměřenými. Maximální hodnoty teplot se nacházejí v oblasti vnějšího průměru vrtáku. Rui Li *et al.* [3] navrhuje, aby bylo dosaženo minimální teploty při vrtání snížením řezné rychlosti a vyšším posuvem na otáčku. Zeilmann a Weingaertner [38] ukázali, že při vrtání Ti-6Al-4V při využití MQL se nižší teploty získávají spíše vnitřním chlazením než použitím externích trysek.

### **Opotřebení a životnost nástroje**

Podmínky procesu jsou vybrány za účelem maximální produktivity a ekonomické úspory, a zároveň delší životností. Opotřebení nástroje výrazně ovlivňuje kvalitu vyvrtané díry. Opotřebení nástroje úzce souvisí s teplotami a tlaky na rozhraní nástroj-tříška a nástroj-obrobek kombinované s vysokými rychlostmi přes tato rozhraní. Existují dva hlavní typy opotřebení nástroje, a to opotřebení řezné plochy hodnocené hloubkou kráteru KT a opotřebení na hřbetě hodnocené jeho šířkou VB.

Hlavními mechanismy opotřebení jsou adheze a abraze, ale může se také vyskytovat difúzní opotřebení, zejména při obrábění titanových slitin.

Opotřebení na čele se často používá jako kritérium životnosti nástroje s hodnotou  $VB = 0.3$  mm [39]. Řezná rychlost má výrazný vliv na životnost nástroje [26].

Nejslabším bodem všech vrtáků je nadměrné opotřebení na vnějším průměru nástroje. Maximální opotřebení se obvykle nachází v oblasti hřbetu nástroje blízko vnější špičky. Hlavním důvodem takového umístění maximálního opotřebení je maximální teplota

nacházející se v této oblasti následkem (1) maximální řezné rychlosti a (2) většího objemu materiálu odebraného částí hlavního ostří v této oblasti ve srovnání s ostatními částmi a příčným ostřím [13].

### **Výroba polotovaru**

Základní polotovary jsou kulaté karbidové tyče, do nichž je možno zavést chladicí kanálky. Počet a tvar kanálku je variabilní. Kanálky mohou být přímé nebo šroubovitě a jejich obvyklý počet je jeden, dva nebo tři.

Přesná výroba vnitřních šroubovitých kanálků představuje know-how každé firmy. Přesto existuje několik metod pro výrobu chladících kanálků:

- 1) výroba extruzí – nitě jsou vloženy do trysek lisovací formy a jejich počet odpovídá počtu kanálků. Vytlačený materiál je zkroucen pod úhlovou rychlostí  $\omega$  odpovídající toku materiálu, aby se vytvořila přesná šroubovice odpovídající rozteči vrtáku [13, 40, 41];
- 2) použití monofilamentního vlákna – tvar chladícího kanálku je tvořen monofilamentním vláknem, kolem kterého je vytlačěn karbid. Na konci procesu se vlákno vytáhne [42];
- 3) prášková metalurgie – měděná spirála představující chladící kanálek je vložena do metalurgické formy a během spékání je díky své nízké teplotě tání vytavena ven;
- 4) 3D tisk – poskytuje širokou škálu tvarů, ale je omezen výběrem nástrojového materiálu [43–45].

Výroba polotovarů je časově náročná. Mezi parametry, které je nutno udat dodavateli pro správnou výrobu polotovaru, jsou délka  $L_{cb}$  a průměr  $D_{cb}$  polotovaru, průměr chladících kanálků  $d_{cb}$  a průměr  $D_{TK}$ , na kterém jsou umístěny vůči ose vrtáku.

### **Řezná kapalina**

Řezná kapalina (MWF z anglického Metalworking Fluid) je využita u vrtání za účelem zlepšení produktivity a životnosti nástroje. Náklady na použití MWF představují mezi 1 až 3 % celkových výrobních nákladů, v závislosti na provozu a podmínkách výrobního zařízení [11]. Tři hlavní cíle MWF jsou (1) chlazení, (2) mazání a (3) odvod třísek z obráběné oblasti. MWF mohou obsahovat mnoho různých složek a přísad, avšak existují čtyři hlavní skupiny, do kterých se dají rozdělit [11–13]:

- minerální oleje – skládají se z minerálních (ropných), živočišných, mořských, rostlinných nebo syntetických olejů. Nejsou zředěny vodou, ale mohou obsahovat další přísady;
- emulzní kapaliny – obsahují 50 až 90 % těžkých rafinovaných ropných olejů a emulgátory k rozptýlení oleje ve vodě;
- polosyntetické kapaliny – obsahují 5 až 40 % těžkých rafinovaných ropných olejů, 30 až 50 % vody a několik přísad;
- syntetické kapaliny – neobsahují ropný olej. Místo toho používají složky podobné detergentům a další přísady, které pomáhají „navlhčit“ obrobek.



Rozpustné oleje, semi-syntetika a syntetika se prodávají jako koncentráty a poté se v okamžiku použití zředí vodou. Hodnota koncentrace oleje v emulzi má významný vliv na viskozitu MWF a její chování, tudíž je ovlivněn tlak tekutiny v systému [46, 47].

Dva hlavní aspekty správné aplikace MWF jsou (1) správné parametry MWF (rychlost a teplota) a (2) umístění a směr trysky MWF.

Volba MWF závisí na několika faktorech, především však na procesu obrábění, materiálu obrobku a materiálu řezného nástroje [12]. Pro konkrétní aplikaci lze použít více druhů řezných kapalin, proto neexistuje MWF použitelná v každé situaci. Při vrtacích operacích mezi různými metodami aplikací MWF je pro vysokou produktivitu a kvality nejvyužívanější přívod kapaliny skrz nástroj.

Během vrtání by měla být MWF zavedena do obráběné zóny, prostoru mezi hřbetem nástroje a dnem otvoru.

Jak již bylo dříve zmíněno, hřbet nástroje kolem vedlejší špičky vrtáku je oblast nejvíce vystavena opotřebení. Bylo by výhodné, aby tato oblast byla opatřena větším množstvím MWF pro zlepšení chlazení a mazání.

V obráběné zóně je mezera mezi tělem nástroje a stěnou díry velmi úzká. Vznikají zde velké hodnoty hydraulického odporu, a proto většina kapaliny přímo odtéká šroubovitou drážkou. Modelování toku řezné kapaliny v prostoru obráběné oblasti pomocí CFD a metody disipativní dynamiky částic (DPD z anglického Dissipative Particle Dynamics) odhalilo, že u mnoha využívaných vrtáků jsou chladicí kanálky umístěny daleko od řezného ostří a tudíž se pouze 5 – 10 % celkového průtoku přiváděno do obráběné oblasti skutečně podílí na chlazení a mazání kritické oblasti [13]. Tento problém bohužel mají prakticky všechny vrtáky používané v průmyslu.

Outeiro *et al.* [32] navrhuje zvětšení prostoru mezi vrtákem a dnem díry úpravou designu hřbetu vrtáku a geometrie vnitřních chladicích kanálů spolu s jejich polohou na hřbetě nástroje pro zvýšení účinnosti chlazení. Jedno z proveditelných řešení pro zvýšení množství MWF ve obráběné zóně bylo navrženo Colvinem v US patentu 6 056 486 [48]. Patentovaný design prokazuje minimálně až šestinásobné prodloužení životnosti [49]. Avšak, pro tvorbu správného tlaku v mezeře mezi břitem nástroje a dnem vyvrtané díry, je vyžadována výroba velmi přesné geometrie vrtáku [25]. Müller, Kirsch a Aurich [50] provedli studii vlivu strukturované hřbetu vrtáku na účinnost chlazení při vrtání. Na hřbetě jsou vytvořeny různé kapsy, aby se zvětšil objem řezné kapaliny v obráběné zóně. Všechna zkoumaná řešení vykazují lepší chlazení, než je tomu u referenční geometrie bez těchto strukt. Bylo zaznamenáno, že zmenšení mrtvé zóny na u hlavního ostří je dosaženo snížením tlaku v jeho blízkosti.

### **Geometrie chladicích kanálků**

Geometrie chladicích kanálků či pozice jejich ústí na těle nástroje může výrazně změnit účinnost chladicího média.

V US patentu č. 6 045 301 z roku 2000 [51] byla patentována velká množství variabilních koncových poloh chladicího kanálku nejen na hřbetní straně, ale také na čele nástroje, kde umožňuje přísun velkého množství MWF do drážek pro třísky, nebo na okraji vrtáku. Astakhov [25] však poukazuje na fakt, že většina těchto koncových poloh nemá

žádný skutečný přínos, protože v důsledku jejich nižšího hydraulického odporu ve srovnání s koncovými polohami na hřbetě vrtáku se zhoršují chladicí a mazací podmínky u hlavního ostří. Merzouki [14] provedl studii vlivu polohy chladicího kanálku a jeho průměru na řeznou sílu a kroutící moment. Fallenstein a Aurich [15] studovali účinnost chlazení při relativní pozici ústí chladicího kanálku vůči hlavnímu ostří. Rozdělení teploty bylo aplikováno na efektivní plochu na čele vrtáku. Nejlepší účinnosti chlazení bylo dosaženo s polohou EP1. Mitsubishi navrhuje optimalizované chladicí kanálky pro obrábění hliníkových slitin [52] a vrtáky ze série DSA specializovaných na vrtání žáruvzdorných slitin, včetně slitin titanu [53].

### Slitiny titanu

Titan je čtvrtý nejrozšířenější kov v zemské kůře se stále velkými nalezišti. Je to nákladný materiál kvůli složitosti extrakčního procesu, obtížnosti tavení a problémy během výroby [54]. Oxidy titanu jsou přítomny téměř ve všech minerálech, avšak kvůli jejich koncentraci se k jeho extrakci za pomoci chemické redukce, tzv rozšířeného Krollova procesu, používají hlavně rutil ( $\text{TiO}_2$ ) a ilmenit ( $\text{FeTiO}_3$ ) [55].

Titan je zřídka používán v jiné formě než jako slitina přidáním další legur do jeho struktury. Používané legury lze rozdělit do tří hlavních skupin (i)  $\alpha$ -stabilizátory, které zvyšují teplotu transformace, (ii)  $\beta$ -stabilizátory, které ji snižují, a (iii) neutrální.

Slitiny titanu jsou materiály s vysokým poměrem pevnosti k hmotnosti, vykazující vysokou pevnost v tlaku a tahu (která se udržuje až do  $600\text{ }^\circ\text{C}$ ), nízkou hustotou a vysokou odolnost proti únavě a odolnosti proti korozi. Titan a slitiny titanu jsou však považovány za obtížné obrobitelné materiály kvůli jejich vysoké pevnosti při zvýšených teplotách, relativně nízkému modulu pružnosti, vysoké chemické reaktivitě a špatné tepelné vodivosti [8].

Hlavními důvody rychlého opotřebení nástroje jsou vysoká teplota a krátká kontaktní délka třísky s nástrojem, která se s rostoucí řeznou rychlostí ještě zkracuje.

Aplikace řezné kapaliny se tak stala základním pravidlem s hlavním cílem snížit teplotu nástroje. Přívod řezné kapaliny skrz nástroj může snížit opotřebení nástroje až 10krát ve srovnání s vrtáním za sucha, zejména při vysoké řezné rychlosti. Použití vnitřního chladicího systému však může vést k mírnému zvýšení řezné síly a spotřeby energie [56]. Řeznou sílu a kroutící moment lze snížit použitím MQL, ale za cenu zhoršení drsnosti a přesnosti otvorů [57].

Proces vrtání do titanu zpravidla vede ke tvorbě ořepů na vstupním i venkovním povrchu, což je velký problém, obzvláště v leteckém průmyslu. Podle odhadu je až 30 % nákladů na určité komponenty způsobeno odjehlovacími operacemi [58].

Ideální nástrojový materiál pro vrtání titanu by měl mít (i) vysokou tvrdost při zvýšených teplotách, aby odolával vysokému namáhání, (ii) houževnatost a odolnost proti únavě, (iii) sníženou tendenci k reagování s titanem, (iv) vysokou pevnost v tlaku a (v) dobrou tepelnou vodivost, aby se minimalizovaly tepelné gradienty a tepelné šoky na nástroji [8].

U vrtání titanu se vytváří spojitě třísky s vysokým stupněm segmentace a vroubkování [59]. Tvorba třísek je ovlivněna mikrostrukturou materiálu (typ zrna, jeho velikost a orientace), takže různé slitiny titanu tvoří různé typy třísek [60].

Nejpoužívanější slitinou titanu je Ti-6Al-4V, které představuje přibližně 60 % používaných titanových slitin [7]. Ti-6Al-4V je nejintenzivněji testovaná a vyvíjená slitina titanu [61].

Slitiny titanu se vyznačují vysokou hodnotou elastického odpružení. Objevuje se fenomén smrštění díry, kdy se po vyvrtání otvoru dostane jeho stěna opět do kontaktu s nástrojem. Vytváří se nadměrné tření mezi vedlejším ostřím vrtáku a materiálem, které má za následek větší množství vibrací a větší zahřívání u vedlejší špičky nástroje. Bonnet [9] se snaží nalézt fyzikální důvod tohoto jevu a kvantifikovat množství tepla vznikajícího třením mezi nástrojem a stěnou vyvrtané díry. Merzouki [10] studuje síly vyvolané tímto jevem. Tangenciální zatížení je způsobeno třením mezi povrchem díry a vedlejšími ostřími. Radiální zatížení je způsobeno smrštěním otvoru. Tvrdí, že smrštění díry je menší při nižším posuvu.

Optimální podmínky pro vrtání titanových slitin navržené poskytovatelem nástrojů Mitsubishi jsou řezná rychlost 40 m/min a posuv na otáčku 0.015 mm [53].

Slitiny titanu se používají stále více v různých průmyslových aplikacích v leteckém, kosmickém, automobilovém, chemickém, biomedicínském, potravinářském a jaderném průmyslu. V leteckém a kosmickém průmyslu se titanové slitiny většinou používají z důvodu úspory hmotnosti, prostorových omezení, potřeby vyšší provozní teploty, odolnosti proti korozi a kompatibilitě s kompozity [7].

### **Mechanika kapalin**

Mechanika tekutin je odvětví fyziky studující chování tekutin (kapaliny, plyny, plazmy) a na ně působících sil. V hydrostatice se jedná o silovou rovnováhu v klidu a v hydromechanice v pohybu.

### **Průtok**

Pro vyhodnocení rychlosti toku definovanou oblastí se používá termín průtok. Jsou rozlišeny dva typy průtoků, objemový průtok  $Q_v$  a hmotnostní průtok  $Q_m$ .

### **Režim proudění**

Obecně je pohyb kapaliny označován jako tok. Podle rozložení částic kapaliny v proudu je možno rozlišit 3 různé typy proudění [62]:

- laminární proudění, kde se částice pohybují ve vrstvách a nedochází k žádnému mísení napříč průřezem. Profil rychlosti má tvar paraboloidu;
- turbulentní proudění, kde se částice pohybují po průřezu. Jsou přímo smíšené. Profil rychlosti je blízký profilu ideální tekutiny, ale kvůli turbulenci je rychlost v blízkosti stěny nulová;
- transitní proudění, které má některé vlastnosti laminárního proudění a některé turbulentní proudění.

Pro vyhodnocení typu proudění se používá Reynoldsovo číslo  $Re$  vyjadřující vliv vnitřního tření v toku vlivem viskozity.

Proudění je:

- laminární, když  $Re < 2300$ ;
- přechodné, když  $2300 < Re < 4000$ ;
- turbulentní, když  $Re > 4000$ .

Turbulentní Prandtlovo číslo určuje poměr hybnostní a tepelné difuzivity v proudě během turbulentního proudění [63].

Tok MWF v obecně zakřivených, a obzvláště ve spirálovitých, kanálcích je mnohem složitější než tok v přímých trubkách. Když tekutina protéká zakřiveným kanálkem, přítomnost zakřivení vytváří odstředivou sílu působící v pravém úhlu na směr toku kapaliny. Jeho zakřivení vlivem sekundárního proudění je funkcí šroubovité geometrie. Odstředivá síla silně ovlivňuje proudění v šroubovitých kanálcích s malým průměrem šroubovice. Deanovo číslo  $De$  charakterizuje vliv odstředivé síly na proudění kapaliny. Rossbyho číslo  $Ro$  je bezrozměrná hodnota ohodnocující vliv Coriolisových sil vyvolaných úhlovou rychlostí na proudění kapaliny.  $Ro \leq 1$  říká, že rotace má významný vliv na chování tekutiny [16]. Intenzita turbulence  $I$  označuje úroveň turbulence v proudě. Volný proud v potrubí je na stupnici obvykle klasifikován jako středně turbulentní, kde se hodnota intenzity turbulence pohybuje od 1% do 5% [64]. Stupnice turbulentní délky  $l$  je fyzická veličina charakterizující velikost velkých vírů obsahujících energii v turbulentních tocích [64].

### Počítačová dynamika tekutin

Proces vrtání je možno provést numericky pomocí trojrozměrné studie počítačové dynamiky kapalin (CFD z anglického Computational Fluid Dynamics). CFD spočívá ve studiu pohybů kapalin nebo jejich vlivů pomocí řešení numerických rovnic chování kapalin. Fyzikální problémy jsou vyjádřeny pomocí parciálních diferenciálních rovnic. Problémy lze obvykle vyřešit analyticky pomocí Navier-Stokesových rovnic a řešení je nalezeno při použití typů diskretizace. Aproximace skutečného řešení se provádí pomocí rovnic numerických modelů. K výpočtu těchto aproximací se používají různé metody: (i) metoda konečné diference (FDM), (ii) metoda konečných prvků (FEM) a (iii) metoda konečných objemů (FVM) [65]. Nejrozšířenější metodou řešení pro CFD je metoda konečných objemů [66].

Řešení simulací je získáno v závislosti na tvaru a velikosti buněk a na jejich vzájemné vzdálenosti. Přesnost řešení se zvyšuje s rostoucím počtem buněk a jejich klesající velikostí. Avšak také se simulace stává časově náročnější. Je třeba nalézt kompromis mezi těmito dvěma aspekty.

Modelování tekutin je náročným problémem silně závislejícím na geometrických okrajových podmínkách, koeficientech odporu, hnacích silách a interakcích mezi jednotlivými procesy, rovněž jako na vstupních hodnotách modelu kapaliny [18].

CFD slouží dobře jako nástroj pro řešení takových jevů, jako je proudění tekutin, přenos tepla, přenos hmoty nebo chemické reakce. Mezi sektory, v nichž se CFD široce používá, patří například biomedicínské inženýrství, strojírenství, raketové inženýrství, architektura či potravinářský průmysl [66].

Mezi významné přínosy CFD patří (i) vizualizace jinak obtížně analyzovatelného modelu, (ii) predikce a optimalizace řešení a (iii) účinnost. Všechny výhody jsou jasně patrné z projektu pro zlepšení vysokotlakého induktoru [67]. Přesto zůstává několik nedostatků [66]:

- řešení rovnic na počítači vždy přináší numerické chyby;
- chyby seřiznutí buněk kvůli aproximaci v numerických modelech;
- chyby zaokrouhlování způsobené konečnou velikostí výrazů dostupných v počítači;
- přesnost modelu CFD silně závisí na počátečních a okrajových podmínkách zadaných do numerického modelu.

### **Turbulentní model**

Téměř každá inženýrská aplikace je turbulentního charakteru, proto je nutný turbulentní model. Neexistuje žádný turbulentní model použitelný pro všechny situace. Volba závisí na režimu proudění, potřebné přesnosti řešení a časové dispozici. Navier-Stokesovy rovnice se používají k popisu toho, jak spolu souvisí rychlost, tlak, teplota a hustota pohybující se kapaliny. Navier-Stokesovy rovnice se skládají z rovnice kontinuity pro zachování hmoty, rovnic zachování hybnosti a také rovnice zachování energie, když je požadován výpočet tepelné analýzy [65, 68].

S ohledem na to, jak je k řídicím rovnicím přistupováno, jsou rozlišeny některé hlavní metodiky řešení jako (i) přímá numerická simulace (DNS z anglického Direct Numerical Simulation), (ii) metoda velkých vírů (LES z anglického Large Eddy Simulation) a (iii) metoda Reynoldsova středování Navier-Stokesových rovnic (RANS z anglického Reynolds Averaged Navier-Stokes) [69].

Pro inženýrské aplikace se používá metoda Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS), která je schopna namodelovat každou velikost turbulentního víru. Existuje několik typů modelu RANS, například modely  $k-\varepsilon$  a  $k-\omega$ . Pro stacionární proudění nestlačitelné newtonské tekutiny je model RANS odvozen z Navier-Stokesových rovnic a rovnice kontinuity.

SST (zkratka anglického Shear-Stress Transport)  $k-\omega$  model se běžně používá pro operace typu vrtání. Jedná se o systém dvou rovnic, turbulentní kinematické energie  $k$  a specifické rychlosti rozptylu ( $k$ )  $\omega$ . Tento model kombinuje výhody  $k-\varepsilon$  model, který funguje ve volných proudech daleko od stěn, a  $k-\omega$  modelu, který je vhodný pro simulace proudění ve viskózní podvrstvě [70]. Turbulenci SST model se chová jako model  $k-\omega$  s funkcí A1 a poté se transformuje na model  $k-\varepsilon$  pomocí (1- A1).

Outeiro *et al.* [32] používají CFD simulace pro porovnání účinnosti konvenčního MWF chlazení s kryogenním obráběním. Na základě výsledků CFD simulací Biermann a Oezkaya [18] upravili model vnitřního chladicího kanálku na závitníku a následné experimenty ukázaly zvýšení výkonosti nástroje o 36 %.

## **EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY**

### **Účel zkoušek**

Hlavním cílem zkoušek bylo posouzení účinnosti chlazení nového prototypu vrtáku s vícenásobnými kanálky na životnost nástroje a jeho srovnání se standardním vrtákem určeným pro vrtání Ti-6Al-4V. Opotřebení nástrojů byly během testů zaznamenány pomocí fotografií a měřením velikosti opotřebení. Během testů byla provedena série měření pro stanovení délky kontaktu nástroje s třískou a součinitele přechování třísky. Podle zásad společnosti však nejsou výsledky prototypu zveřejněny. Zobrazují se tedy pouze výsledky standardního vrtáku.

### **Experimentální montáž**

Testy opotřebení vrtáku byly provedeny na tříosé Mori Seiki NV500 α1. Byly sledovány opotřebení na hřbetě a na čele nástroje, spolu s tvorbou nárůstku. Kritérium životnosti nástroje je nastaveno na  $VB = 0.2$  mm.

Chlazení bylo zajištěno emulzí EMULCUT 116 W od PETROFER se 7 % koncentrací pod tlakem 40 barů.

### **Geometrie nástroje**

Pro tuto studii byly vybrány dva pravotočivé šroubovitě monolitní karbidové vrtáky s válcovou stopkou o průměru 8.5 mm. Standardní vrták se 2 chladícími kanálky a nový prototyp vrtáku se 4 chladícími kanálky. Průměr chladícího kanálku standardního vrtáku je 1.4 mm. Poloha chladících kanálků na čele nástroje je definována výrobním procesem SECO. Oba průměry chladících kanálků u prototypu mají 1 mm. Volba průměru chladících kanálků byla provedena na základě podobnosti plochy řezných kanálků. Kromě geometrie chladících kanálků jsou ostatní parametry geometrie vrtáků stejné pro oba nástroje.

Geometrie vrtáku je složitá a mění se podél řezné hrany. Pro zjednodušení výpočtů je řezná hrana diskretizována. Příčné ostří není během této studie bráno v potaz.

Řezná hrana je rozdělena do pěti oblastí, které jsou následně rozděleny do elementárních řezných nástrojů ECT s podobnou délkou řezné hrany. Na konci je řezná hrana rozdělena na 9 ECT.

Měření úhlů sklonu hlavního ostří, čela a hřbetu v různých rovinách podle normy ISO 3002/1982 bylo provedeno na CAD modelu v programu CATia V5. Měření bylo celkově provedeno v 11 bodech. Průběh měřených hodnot byl neočekávaný. Proto byla provedena dodatečná měření pomocí macra v Catia V5 vytvořeného panem Richard CHATAIN z AMVALORu v Cluny. Macro změřilo hodnoty normálového úhlu čela, normálového úhlu hřbetu a ortogonálního úhlu hřbetu v 50 bodech podél řezné hrany. Výsledky prokazují dobrou shodu s manuálními měřeními prováděnými pomocí softwaru Catia. Rozdíl ve výsledcích se objevuje pro počáteční bod, kde se stýká příčné a hlavní ostří, a pro okrajový bod v důsledku prudké změny řezné hrany. Poslední dva body jsou umístěny na boční faceti vrtáku. Její přítomnost vysvětluje rychlou změnu měřených úhlů. Rozdíl v hodnotách pro bod umístěný blízko poloměru 2 mm lze odůvodnit výrazným přechodem mezi jednotlivými plochami čela nástroje, čímž je měření nejednoznačné.

Parametry nutné pro výpočet přenosu tepla jako je normálový úhel čela  $\gamma_n$ , úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ , normálový úhel stříhu  $\phi_n$ , úhel kolmý na výslednou řeznou sílu  $\theta_n$  a úhel vektoru odchodu třísky  $\eta$  se podél řezné hrany mění a ovlivňují řeznou sílu. Tyto úhly vykazují kolísání pro poloměr kolem 2 mm, v počátečním a konečném bodě. Vysvětlení těchto výkyvů zůstává stejné.

### **Materiál vrtáků**

Vrtáky byly vyrobeny jako povlakované ((TiAl)N + NbN) z monolitních karbidových tyčí 10% obsahem Co. Podle dodavatele lze chladicí kanálek popsat jako hladký neboť je vyráběn, když je karbid ještě ve formě pasty. Avšak průměrná drsnost chladicích kanálků není známa.

### **Pracovní materiál a řezné parametry**

Testované nástroje jsou 2 pravotočivé šroubovitě monolitní karbidové vrtáky s válcovou stopkou o průměru 8.5 mm povlakované (TiAl)N + NbN vrstvou.

Pracovní materiál je slitina Ti-6Al-4V. Dodaným profilem byla deska o rozměrech 40x100x500 mm a hloubka vrtání je 15 mm, aby se zamezilo vlivu ucpání díry třískou.

Podle SECO SMG S12 [71] pro materiál ISO S jsou doporučenými řeznými podmínkami pro vrtní Ti-6Al-4V řezná rychlost 50 m/s a posuv na otáčku 0.14 mm.

### **Tloušťka třísky**

Postup pro získání tloušťky třísky je naskenovat třísku mikroskopem Alicona, InfiniteFocusG5. Poté je proveden příčný řez na zkoumané části třísky podél hrany, který má poslední kontakt s řeznou hranou, a nakonec je měřena tloušťka ve více bodech.

Hodnoty třísky tloušťky se výrazně mění v oblasti vnějšího průměru nástroje pravděpodobně vlivem viditelných změn v geometrii vrtáku. Hodnoty tloušťky třísky jsou použity pro výpočet součinitele přechování třísky k předpovědi tepla vcházejícího do nástroje během obráběcí operace.

### **Délka kontaktu tříska-nástroj**

Délka kontaktu mezi třískou a nástrojem byla měřena na čele a délka kontaktu mezi nástrojem a obrobkem je měřena na hřbetě nástroje pomocí mikroskopu Zeiss po vyvrtání 98 otvorů. Naměřené hodnoty na čelní ploše vykazují stabilní průběh. Teoretické hodnoty na hřbetní straně neodpovídají experimentálním výsledkům.

### **Řezná síla a kroutící moment**

Měření řezné síly a kroutícího momentu bylo pro standardní vrták provedeno v dřívější studii vedené SECO v prosinci 2018. Hodnoty byly naměřeny pomocí dynamometru KISTLER.

### **Testy opotřebení**

Rozložení opotřebení nástroje bylo monitorováno a foceno v intervalu určeným celkovou hloubkou navrtaných děr jako 0-4.5-8.2-12.0-14.2-16.5-18.75-21.0-23.25-24.75 m. Interval je odvozen na základě zkušeností z předchozích zkoušek v tomto materiálu, s touto geometrií vrtáku. Hodnoty opotřebení byly měřeny mikroskopem Zeiss s kamerou CarlZeiss AxiomCam, softwarem AxioVision SE65 s rozšířeným zaostřením pro získání hloubky na fotografiích.

Standardní vrták dosáhl kritéria životnosti nástroje po 14.2 metrech vrtané hloubky, když se opotřebení na vnější špičce nástroje zvýšilo na 0.36 mm.

### **Prvotní studie**

Předběžná studie byla vypracována k vyhodnocení hodnověrnosti hodnot simulací ve srovnání s experimentálními výsledky při sledování průtoku řezné kapaliny.

K vyhodnocení průtoku kapaliny je použita doba nutná k tomu, aby určité množství kapaliny protéklo statickým vrtákem uchyceným ve stroji. Proud kapaliny je spuštěn a po určité době, která je měřena, je zastaven. Kapalina se shromažďuje v nádobě umístěné u ústí vrtáku. Množství kapaliny je zváženo a průtok se vypočítá pomocí hustoty kapaliny. Průtok je měřen při různých hodnotách tlaku nastaveném na čerpadle. Pro tuto studii je použit standardní vrták. Řeznou kapalinou je 7% emulze. Měření tlaku bylo provedeno také před vstupem kapaliny do nástroje, pro zjištění tlakových ztrát. Výsledky průtoku naměřené během experimentu jsou použity jako počáteční hodnoty pro výpočet hmotnostního průtoku v simulacích a z nich získané hodnoty tlaku jsou porovnány s výsledky testů. V této prvotní studii byl pro simulaci použit pouze vnitřní objem chladících kanálků.

Podle vzoru [47] jsou experimentální hodnoty proloženy lineární spojnicí trendů. Nasimulované hodnoty tlaku vykazují také lineární průběh, jsou však nižší, než je tomu ve srovnání s experimentem. Hlavním důvodem vysvětlujícím tento jev může být rozdíl ve viskozitě experimentální emulze a vody použité v simulacích.

## **CFD SIMULACE**

### **Účel simulací**

Hlavním cílem CFD simulací je předpovědět chování řezné kapaliny během vrtání Ti-6Al-4V, konkrétně předpovědět účinnosti akce chladicího média při úpravě parametrů chladících kanálků (průměr a lokace na hřbetě nástroje). Tyto parametry budou optimalizovány za účelem navýšení životnosti nástroje.

### **CFD model vrtání**

CFD model vrtání byl vyvinut a simulován v komerčním programu Star-CCM+ poskytovaným firmou Siemens. Program umožňuje simulovat širokou škálu kompletních multifyzikálních problémů v inženýrských oborech. Především je to první program poskytující CFD simulace a pevnostní analýzy v jediném prostředí.



Parametry ovlivňující chování MWF během vrtání jsou poloha chladicího kanálku, jeho průměr a vstupní tlak MWF.

Minimalizace doby simulace je provedena snížením počtu buněk, tak, že se část vrtáku, která nemá přímý vliv na chování řezné kapaliny, odebere. Řez je veden rovinou kolmou k ose vrtáku vzdálenou 38 mm od jeho špičky.

Všechny povrchy jsou rozděleny do regionů s podobnými vlastnostmi a jsou definovány typem okrajové podmínky za účelem správné simulace chování kapaliny. Na vstupu do systému je nastaven hmotnostní průtok, který se mění pro každý model, a na výstupu je nastavena hodnota atmosférického tlaku. Ostatní plochy jsou nastaveny jako neklouzavá stěna, kde je normálová složka rychlosti toku kapaliny na povrchu rovna 0. Nastavení drsnosti výrazně prodlužuje dobu simulace, proto je stěna nastavena jako hladká.

Výběr sítě určuje přesnost výsledků a časovou náročnost simulace. *Surface Remesher* je vybrán k úpravě potencionálních defektů povrchové sítě. Pro objemovou síť jsou vybrány polyhedrální buňky a *Prism Layer Mesher*, který slouží ke zlepšení napodobování chování kapaliny podél stěn. Základní velikost sítě je díky malému průměru chladicího kanálku nastavena na 0.35 mm a je zjemněna na 0.07 mm v oblasti hlavního zájmu práce blízko řezné hrany. Konečný počet buněk se pohybuje kolem 2.1 milionu.

### **Fyzikální model kapaliny a vrtáku**

Řezná kapalina je nastaveno jako třírozměrná, ustálená, se segregovaným tokem, konstantní hustotou, turbulentní s  $k-\omega$  (SST) modelem a s volitelnými parametry jako gravitace, nápravou kvality buněk a segregovanou teplotou tekutiny.

Tělo vrtáku je modelováno jako třírozměrné, ustálené, pevné s volitelnou konstantní hustotou, nápravou kvality buněk a segregovanou teplotou v pevném tělese.

Jelikož je viskozita experimentální emulze není známa a je tvořena z 93% vodou, je řezná kapalina v simulacích nahrazena vodou.

Jelikož software STAR CCM+ nemůže simulovat rotaci s deformující se sítí, řešením bylo zadat rotaci pomocí mobilního referenčního modelu s využitím parametrů odpovídajících experimentálním řezným podmínkám.

Kritérium pro zastavení simulace je 1000 iterací, neboť toto množství povětšinou stačí aby řešení konvergovalo a dostalo se k hodnotám residuí na  $10^{-4}$ .

### **Parametry proudění**

Parametry simulace neumožňují nastavit přímo hodnotu tlaku na vstupu do systému. Podle nastavení simulace je vstupní tlak stanoven jako funkce průtoku. Počáteční hodnota se stanoví pomocí experimentálních výsledků z prvotní studie. Následně jsou hodnoty vstupního průtoku optimalizovány pro jednotlivá konkrétní řešení, aby se získala hodnota tlaku na vstupu 20, 40 nebo 80 barů. Odhadované hodnoty průtoku na kanálek jsou 1.5, 2.15 a 3.72 L/min.

Prvotní studie umožnila stanovit přibližnou průměrnou rychlost kapaliny v chladicím kanálku, která byla využita pro výpočet Reynoldsova ( $Re$ ), Deanova ( $De$ ) a Rossbyho ( $Ro$ ) čísla. Výpočet určuje, že pro různé průměry kanálků je  $Re$  mezi  $30000 \leq 180000$ ,  $De$  v

rozmezí  $17000 \leq 73000$  a  $Ro$  ležící mezi  $30 \leq 1100$ . Velké Reynoldsovo číslo naznačuje, že tok je turbulentní. Velké Deanovo číslo znamená, že odstředivé síly mají velký dopad na pohyb chladicí kapaliny způsobený zakřivením kanálku. Rossbyho číslo naznačuje, že rotace nebude mít významný vliv na dodání chladicí kapaliny. Výsledné hodnoty intenzity turbulence se pohybují kolem 4 %, což odpovídá běžně používané hodnotě.

### **Tepelný tok**

Na čele a hřbetě modelu nástroje je vytvořena plocha odpovídající délce kontaktu nástroj-tríska a nástroj-obrobek, kde dochází k přenosu tepla. Část tepla generovaného třením mezi nástrojem a obrobkem/trískou vstupuje do nástroje těmito oblastmi.

Za účelem získání tepla generovaného třením je nutné provést několik dílčích měření a výpočtů.

Počáteční hodnoty řezné síly jsou rozloženy mezi jednotlivé ECT. Jsou vytvořeny roviny kolmé na osu vrtáku procházející špičkou vrtáku a jednotlivými zkoumanými body ECT. Minimální vzdálenost mezi nimi určuje hloubku zavrtání vrtáku, z níž bude odvozena doba nutná pro tuto operaci. Hodnoty času mohou být použity pro zjištění hodnot řezné síly.

Průběh koeficientu rozdělení tepla podél hlavního ostří se zdá identický s jinými studii nalezenými v literatuře [35] s maximální hodnotou teploty ve středu nástroje a klesající směrem k vnějšímu obvodu vrtáku. Průběh měrného tepelného toku neodpovídá žádnému jinému nalezenému v literatuře.

Pro nastavení tepelného toku je do softwaru StarCCM+ importována excel tabulka a pomocí softwarového nástroje *Data Mapper* jsou hodnoty aplikovány na tuto plochu. Hodnoty tepelného toku jsou určeny pro konkrétní body a *Data Mapper* používá interpolační metodu nejmenších čtverců k vytvoření funkce pro aplikaci na celou oblast. Termální specifikace určena jako tepelný tok musí být nastavena v okrajových podmínkách vrtáku, ale také na styčné ploše, interferenci, mezi vrtákem a kapalinou, aby mezi nimi docházelo k přenosu tepla.

### **Průměr chladících kanálků**

Výběr simulovaných řešení byl proveden na základě hodnoty průtočného průřezu chladícího kanálku. Plocha chladícího kanálku u standardního vrtáku je  $1.539 \text{ mm}^2$ . Na základě podobnosti s touto hodnotou byly vybrány různé kombinace kanálků:  $0.5 \times 1.3 \text{ mm}$ ,  $0.6 \times 1.3 \text{ mm}$ ,  $0.6 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.7 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.8 \times 1.1 \text{ mm}$ ,  $0.8 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.9 \times 1.1 \text{ mm}$  a  $1.0 \times 1.0 \text{ mm}$ .

### **Pozice chladících kanálků**

Při průniku nástroje do materiálu, musí být břitová část dostatečně odolná, aby vydržela vzrůstající tlaky. Umístění chladícího kanálku může způsobit zkřehnutí řezné hrany a způsobit předčasné zničení řezného nástroje, když se kapalina zavádí pod určitým hydraulickým tlakem. Pro minimalizaci předčasné deformace je určena oblast, kam je nedoporučeno umisťovat kanálky. Na základě ověřených zkušeností je minimální tloušťka stěny mezi vnějším poloměrem vrtáku a chladícím kanálkem rovna  $0.3 \text{ mm}$  a minimální vzdálenost ústí kanálku od řezné hrany je  $0.7 \text{ mm}$ . Chladící kanálky jsou umístěny na dvou

různých místech vzhledem k řezné hraně: na ose  $0^\circ$ , která je definována výrobním postupem SECO a na sekundární ose, která je o  $15^\circ$  blíže k řezné hraně. Menší průměr kanálku je umístěn blíže ke středu vrtáku.

### **MWF (vstupní) tlak**

Jak bylo uvedeno výše, vstupní tlak je vyjádřen jako funkce průtoku k získání vstupního tlaku 20, 40 nebo 80 barů.

### **Extrahování dat z modelu**

Jsou vytvořeny bodové sondy odpovídající jednotlivým ECT pro měření hodnot teploty v konkrétních bodech.

### **Výsledky standardního vrtáku a prototypu**

CFD simulace umožnily určit přenos tepla do kapaliny, vstupní objemový průtok potřebný k dosažení požadovaného tlaku, rychlost kapaliny, maximální teplotu vrtáku a teplotu v konkrétním ECT.

Pro standardní vrták a prototyp byly vstupní tlaky MWF simulovány jako 20, 40 a 80 barů. Jelikož jsou přesné hodnoty teplot odečteny na vrtáku jen pro konkrétní ECT body je výsledná teplota na vrtáku ohodnocena také vizuálně. Vizuální ohodnocení je použito také pro hodnoty rychlosti, neboť se její průběh v obráběné zóně neustále mění.

Co se týče vstupního tlaku do systému, který by měl představovat tlak nutný vyprodukovat čerpadlem, je dosaženo vyššího průtoku u standardního vrtáku. Tento jev by mohl být vysvětlen faktem, že u prototypu je větší styčná plocha mezi kapalinou a stěnou kanálku, tudíž dochází k větším ztrátám tlaku.

Přenos tepla je ohodnocen pomocí rozdílu energie tekutiny na vstupu a výstupu. S rostoucím tlakem by mělo být přenášeno více tepla do tekutiny, která by měla být zahřívána, a měla by se zvyšovat její energie. Hodnoty přenosu tepla však neprokazují žádné opakující se známky.

Podle výsledků simulací v ECT bodech je nejvyšší teplota naměřena v ECT 8. Tento poznatek je platný pro všechny provedené simulace. Avšak hodnota v tomto bodě ještě neodpovídá nejvyšší naměřené teplotě ve vrtáku. Podle měření v bodě ECT8 v případě, kdy je nastaven příchozí tlak na 20 barů dosahuje prototyp snížení teploty o  $65^\circ\text{C}$  a v případě 40 barů o  $115^\circ\text{C}$ . Jelikož se jedná o kritický bod může toto snížení teploty naznačovat zlepšení životnosti. Naopak v případě 80 barů je teplota v tomto bodě nižší při použití standardního vrtáku. Z toho je možno vyvodit, že účinnost jednotlivých modelů závisí na aplikovaných podmínkách pro řeznou kapalinu.

Další zlepšení při použití prototypu je identifikováno v ECT5 a ECT6 při 40 barech. Avšak tento jev neplatí při použití jiného vstupního tlaku. V ostatních případech prototyp nedosahuje nižších hodnot oproti standardnímu vrtáku.

S ohledem na hodnoty teploty nelze jednoznačně prokázat, zda by prototyp dosahoval lepší životnosti.

Co se teploty týče, není patrné snížení teploty při použití prototypu.

Pro lepší porovnání rychlosti kapaliny ve zkoumané oblasti je pro všechny simulace nastaveno stejné rychlostní měřítko. Výsledky simulací ukazují, že při použití vyšších tlaků dochází k navýšení rychlosti. V případě vstupujícího tlaku rovnému 80 barům dosahují maximální hodnoty rychlosti až 115 m/s.

Zdá se, že při použití prototypu je proud lépe nasměrován k okraji vrtáku blízko hlavního ostří, kde je dosaženo vyšších hodnot rychlosti. Přesto i s navyšujícím se tlakem přetrvává tzv. mrtvá zóna, kam kapalina nedosahuje, což odpovídá tomu, co již bylo zmíněno v literatuře [17].

### **Výsledky optimalizovaných řešení**

Cílem je určit nejlepší kombinaci parametrů souvisejících s chladicími kanálky a vstupním tlakem, které minimalizují teplotu při vrtání. Při optimalizaci řešení jsou hodnoty tlaku na vstupu zadávány jako 20 a 80 barů. Při srovnávání hodnot teploty je mezi testovanými řešeními vždy zeleně označeno to, které dosahuje nejnižších hodnot pro danou oblast.

Kvůli problémům vzniklých při tvorbě modelu nemohlo být řešení 0.8x1.1 pro 15° testováno.

U simulovaných modelů platí mezi plochou kanálku a objemovým průtokem přímá úměrnost. S ohledem na obdržené výsledky lze vyvodit, že v případě úhlové pozice rovné 15° je při stejném vstupním tlaku dosaženo nižšího průtoku.

Navzdory větší blízkosti ústí kanálku k řezné hraně není pro stejnou kombinaci průměrů kanálků dosaženo nižších teplot při použití úhlu 15° než při použití úhlu 0°.

Jelikož žádná z kombinací simulovaných chladicích kanálků nevykazuje jednoznačně lepší výsledky oproti standardnímu vrtáku a prototypu, pro ohodnocení účinnosti jednotlivých kombinací je zvolena teplota v bodě ECT8, jelikož ta se v případě standardního vrtáku a prototypu jevila jako mající hlavní vliv. V případě úhlové pozice rovné 0° žádné z řešení nevykazuje zlepšení oproti standardnímu vrtáku a prototypu. V případě úhlové pozice 15° je nižších hodnot oproti prototypu dosaženo u modelů 0.5 x 1.3, 0.6 x 1.3, 0.7 x 1.2 a 0.8 x 1.2 pro 20 barů a u všech modelů s výjimkou 1.0 x 1.0 pro 80 barů. Z výše zmíněných kombinací dosahuje po většinu doby stejných či případně lepších hodnot kombinace 0.6 x 1.3. Důvod může být zvýšený průtočný průřez kanálku, i když model 0.8 x 1.2 má plochu o trochu větší, ale většinou horší výsledky než 0.6 x 1.3.

### **DISKUZE**

CFD simulace umožňují ověřit chování tekutiny u různých geometrií chladicích kanálků a následně geometrie optimalizovat. Navýšení životnosti vést k velkým ekonomickým úsporám. Obzvláště v případě sloučeniny Ti-6Al-4V, kde je obvyklá životnost nástrojů velmi krátká.

Jelikož nebylo možné srovnat konkrétní experimentální výsledky s nasimulovanými hodnotami, jsou výsledky simulací neprůkazné.

Omezení, která mohou být důvodem k nepřesnosti výsledků, a tudíž by stála za zvážení pro budoucí práci jsou:

- použití vody jako chladicí kapaliny. Jak bylo poukázáno v prvotní studii, vliv viskozity má výrazný efekt na chování kapaliny.
- nepřítomnost třísky. Avšak vliv na celkovou životnost může mít také správný odvod a členění třísky.
- nepřesnost předpovídání přenosu tepla do vrtáku. To může vést ke špatnému odhadu rozložení teplot na vrtáku. Přesnější modely jsou časově náročnější a vyžadují více experimentálních vstupních parametrů.
- příliš hrubá síť u simulací. Výpočet jemné sítě u simulací má za následek časovou náročnost prováděných simulací, proto je kompromisně volena řidší síť, která ovšem může vést k odchylkám ve výsledcích.
- samotné nastavení softwaru. CFD simulace nejsou exaktní věda, hodně koeficientů je pouze empirických a lišících se od jedné aplikace k druhé. Volba konkrétních koeficientů může mít vliv na přesnost simulace.
- nepřítomnost experimentálních hodnot pro posouzení přesností simulací. Byly provedeny pouze experimentální testy životnosti nástroje a nebyly provedena žádná měření teplot.
- nepřesná drsnost chladících kanálků. Nulová drsnost povrchu kanálků je zvolena za účelem zkrácení doby simulací. Pro získání hodnot přesnějších výsledků simulací je nutno zadat konkrétní hodnotu drsnosti. Tato drsnost má větší vliv na výsledky prototypu kvůli větší ploše jeho chladících kanálků ve srovnání se standardním vrtákem.

Jelikož je tato studie čistě komparativní, část výše zmíněných bodů nemá vliv na výsledky simulací.

Avšak tvorba co nejpřesnějšího simulačního modelu může vést k nalezení optimálního vrtacího nástroje bez nutnosti vždy provádět experimentální testy, a tak vést k ekonomické úspoře. Za účelem zlepšení kvality simulací a lepšímu přiblížení ke skutečným hodnotám je možno následující:

- provedení experimentální měření drsnosti povrchu chladících kanálků. Jelikož ani sami výrobci neznají tuto hodnotu, experimentální výzkum by měl přinést;
- aplikace přesnějšího termického modelu. Ve spolupráci s ENSAM Cluny již byla vedena studie týkající se předpovídání a simulací teplot generovaných při vrtání v Ti-6Al-4V;
- experimentální zkoušky za účelem měření teplot vzniklých při vrtání;
- experimentální měření či alespoň teoretický výpočet viskozity používané emulze;
- použití pevnostní FEM analýza. Plná verze programu STAR-CCM+ umožňuje také modelování pevnostního zatížení. Tudíž je možné nasimulovat teplo vzniklé během obráběcí operace a chování kapaliny přímo v jednom softwaru bez nutnosti dalších výpočtů. Případně je možno STAR-CCM+ připojit k jinému FEM softwaru, jako například Abaqus.

Vytvořený CFD model je možno použít pro simulaci dalších modelů s rozdílnou geometrií chladících kanálků.

## **ZÁVĚR**

Cíle této diplomové práce byly splněny. V první části práce byl proveden teoretický rozbor témat se zaměřením na problematiku procesu vrtání, výpočty nutné k odhadu tepla vzniklého během obráběcí operace, specifické vlastnosti titanu a jeho slitiny Ti-6Al-4V, použití a vlastnosti řezných kapalin a mechaniky kapalin a jejich modelování pomocí CFD simulací.

V experimentální části práce byly provedeny testy životnosti nového prototypu vrtáku s vícenásobnými chladícími kanálky a standardního vrtáku určeného pro vrtání Ti-6Al-4V při řezných podmínkách zvolených jako řezná rychlost 50 m/s a posuv na otáčku 0.14 mm a chlazení 7% emulzí pod tlakem 40 barů. Testy sloužily také pro získání parametrů jako tloušťka třísky, délka kontaktu třísky a nástroje, součinitel přechování třísky a měření časových průběhů posuvových sil a řezných momentů nutných pro výpočet tepla přeneseného do vrtáku.

Poslední část práce se zabývala výpočty a tvorbou teplotního CFD modelu napodobující podmínky experimentu a odvozující chování kapaliny u standardního vrtáku a prototypu. Na základě tohoto modelu byly vytvořeny další simulace ověřující různé parametry mající vliv na chlazení jako je pozice ústí kanálků na hřbetě vrtáku, kombinace různých průměrů kanálků při snaze zachování stejné plochy kanálků a vstupních tlacích rovných 20 a 80 barům. Výsledky simulací neprokázaly jednoznačně lepší účinnost žádného ze zkoumaných řešení. Avšak poskytly určité závěry možné aplikovat pro další studie.

V diskuzi bylo poukázáno na omezení této práce a byla navržena řešení pro budoucí studie. Na základě této práce je možno navázat na simulování dalších návrhů geometrie chladících kanálků, které nemohly být z časových důvodů ověřeny.

## **ABSTRACT**

### **INTRODUCTION**

Le perçage est l'opération la plus répandue pour la création des trous. Le déroulement du perçage est difficile à estimer car la géométrie de l'outil est très complexe et change au fur et à mesure de l'opération [1]. Comme la partie de l'outil qui usine se trouve à l'intérieur de la matière, la surveillance des températures générées devient également un obstacle [2]. De nombreuses études ont été menées dans le but de créer des modèles de température et de prédire les températures générées par l'interaction outil-matière [3–6].

Le Ti-6Al-4V est l'un des alliages les plus largement utilisés dans l'industrie aéronautique grâce à son excellente combinaison de résistance spécifique élevée (rapport résistance-densité), à des propriétés réfractaires et à une bonne résistance à la corrosion [7]. Cependant, il est également considéré comme une matière difficile à usiner surtout à cause de sa faible conductivité thermique qui entraîne le transfert de la quasi-totalité de la chaleur générée pendant l'usinage vers l'outil coupant. Sa durée de vie est donc fortement affectée [8–10].

Quant à l'usinage d'alliage Ti-6Al-4V, il est donc recommandé d'utiliser d'un fluide de coupe afin de diminuer la température de l'outil. Dans le cas du perçage, ce dernier est véhiculé principalement par les canaux de refroidissement qui se trouvent à l'intérieur de l'outil. Ainsi, un meilleur approvisionnement en fluide de coupe sur la zone à usiner est fourni. La durée de vie de l'outil et l'évacuation des copeaux sont fortement affectées par un approvisionnement approprié en fluide de coupe [11–14].

La MFN (Mécanique des Fluides Numérique) devient un bon moyen comment prédire le comportement du fluide au cours de l'usinage. A l'aide des logiciels de la MFN il est possible de simuler l'écoulement de fluide, et successivement d'augmenter la durée de vie de l'outil coupant aussi que d'améliorer l'intégrité de surface des pièces usinées [15–18].

Ce projet de fin d'études a été préparé en collaboration avec la société suédoise SECO Tools, plus précisément avec sa filiale à Bourges, en France et Norrköping, en Suède, avec le laboratoire LaBoMap appartenant aux Arts et Métiers Institute of Technology et avec la faculté mécanique de l'Université Technologique à Brno, en République tchèque.

L'objectif de ce travail est de concevoir un nouvel outil de perçage avec des canaux de refroidissement optimisés, ce qui conduirait à une meilleure application du fluide de coupe et à une augmentation de la durée de vie de l'outil. La première partie du projet présente l'entreprise et analyse les sujets liés à ce projet. Ensuite, un nouvel outil est conçu, soumis à des tests d'usinage et ensuite comparé à un outil déjà existant qui a été conçu pour le même type d'opérations. Par la suite, basé sur les résultats des tests et simulations, un modèle MFN est créé afin de prédire le comportement du fluide de coupe à différentes valeurs de la pression d'entrée. Enfin, d'autres solutions possibles sont vérifiées à l'aide de simulations.

## **ANALYSE THEORIQUE**

Ce travail résulte d'une coopération avec la société SECO Tools. Ce chapitre présente l'entreprise elle-même et le contexte de ce travail, suivi d'une présentation des fondamentaux théoriques utilisés dans ce projet.

### **Contexte de la société**

SECO Tools est une entreprise internationale existant depuis 1932 et qui occupe une position significative sur le marché des outils coupants. SECO Tools est reconnu à l'échelle mondiale pour les solutions globales de tournage, de fraisage, de perçage et de filetage. L'entreprise est connue pour ses solutions et ses technologies innovantes qui maximisent la productivité et la rentabilité dans des secteurs différents. SECO coopère activement avec des universités et des associations industrielles, surveille les nouveaux trends et développe des solutions qui répondent aux besoins actuels des clients. Depuis 2012, la société fait partie de Sandvik Machining Solutions, un groupe suédois engagé dans la production et la vente de machines-outils.

### **Perçage**

Le perçage est une méthode d'usinage pour faire des trous dans un matériau solide. Le mouvement principal est rotatif et est généralement effectué par l'outil (un foret). L'axe du foret est généralement perpendiculaire à la surface à usiner, à travers laquelle le foret pénètre dans la matière et l'usine suivant cette direction.

Une caractéristique des outils de perçage est que la vitesse de coupe est maximale sur la périphérie de l'outil et diminue vers le centre, de sorte qu'elle soit nulle au centre.

### **Géométrie du foret**

La géométrie de l'outil de coupe est définie par l'ISO 3002-1 [19]. L'outil est défini par plusieurs angles, qui sont définis dans différents plans.

La géométrie du foret est extrêmement complexe avec des arêtes de coupe souvent curvilignes dont les angles varient le long d'elles. Par conséquent, leur définition est plus compliquée que celle des outils avec la géométrie définie.

La géométrie de l'outil de coupe est cruciale car elle affecte directement la formation des copeaux, la productivité d'usinage, la durée de vie de l'outil, la qualité d'usinage, ainsi que la direction et l'amplitude de la force de coupe [20].

### **Mécanismes de coupe**

Astakhov [13] définit la coupe des métaux comme un processus de formage, où l'énergie externe est appliquée pour déformer la matière jusqu'à la séparation de la couche enlevée pour former le copeau. Cette opération se produit en raison de la fracture du matériau usiné. Tout d'abord l'outil entre en contact avec la pièce et la comprime au fur et à mesure que l'outil avance, jusqu'à atteindre la contrainte de rupture du matériau de travail. A ce moment, la couche retirée est séparée de la pièce pour former le copeau. Il existe 3 zones,



dans lesquelles différents processus physiques et chimiques s'appliquent qui caractérisent le transfert de chaleur vers le copeau, la pièce et l'outil [21, 22].

Dans la théorie de coupe des métaux, toutes les opérations peuvent être divisées en 2 catégories : la coupe orthogonale et la coupe oblique. La principale différence entre elles est l'orientation de l'arête principale par rapport au mouvement primaire (vitesse de coupe) [23]. En coupe orthogonale, l'arête de coupe de l'outil est perpendiculaire à la direction du mouvement primaire, tandis qu'en coupe oblique, l'arête de l'outil forme un angle avec la direction de mouvement primaire, appelé angle d'inclinaison de l'arête principale  $\lambda_s$ . De plus, la coupe orthogonale est généralement considérée comme 2D et seules deux composantes de force sont représentées, la force de coupe et la force de poussée. En revanche, la coupe oblique est un processus 3D et les trois composantes de force sont prises en compte : la force de coupe, la force de poussée et la force radiale. De plus, en coupe orthogonale, les copeaux s'écoulent dans la direction normale au tranchant, tandis qu'en coupe oblique, les copeaux forment un angle avec la normale au tranchant qu'on appelle l'angle d'écoulement de copeau  $\eta$ . Selon Stabler [24] les valeurs de l'angle d'inclinaison et de l'angle d'écoulement de copeau sont très proches.

Le perçage est classé comme coupe oblique. Cependant les mécanismes de la coupe oblique sont plus difficiles à décrire, alors les équations de la coupe orthogonale sont plus souvent utilisées dans les calculs.

### **Rapport de compression et la longueur de contact outil-copeau**

Le rapport de compression  $A$  (CCR ou Chip Compression Ratio) est un rapport entre l'épaisseur de copeau et l'épaisseur de copeau non-déformé. Le rapport de compression est une mesure quantitative de la déformation plastique du matériau usiné. Il est fortement influencé par les paramètres d'usinage (la vitesse de coupe, l'avance, profondeur de coupe) et la géométrie de l'outil. Selon la règle de la conservation du volume en déformation plastique, le volume du copeau ne change pas. Cependant sa longueur et son épaisseur sont modifiées. Grâce au CCR, il est possible de déterminer l'énergie dépensée en déformation plastique, la longueur du contact outil-copeau et la vitesse de copeau par rapport à l'outil de coupe [25]. La valeur inverse de CCR,  $r_c$ , est utilisée pour calculer l'angle de cisaillement en coupe orthogonale [26, 27].

La longueur de contact outil-copeau représente l'interface entre l'outil et le copeau mesurée sur la face de coupe, dans la direction de l'écoulement de copeau. Elle détermine les conditions principales tribologiques, telles que la température, les contraintes, l'usure de l'outil, etc. La minimisation de cette zone réduit la valeur de la force de frottement à l'interface et se traduit par une température de contact plus basse. La technique couramment utilisée pour mesurer les marques d'usure laissées par le copeau sur la face de coupe de l'outil est à l'aide d'un microscope. Cependant, cette procédure ne détermine forcément pas la réelle longueur de contact [28]. Les modèles théoriques pour la prédiction de la longueur de contact sont basés sur des tests empiriques et sont valables pour des matériaux usinés spécifiques [29–31].

### **Mesure de températures pendant le perçage**

Lors de l'usinage de métaux, la température est un facteur qui a un impact majeur sur la durée de vie de l'outil et l'intégrité de surface usinée. La température élevée augmente l'usure de l'outil et s'aggrave l'intégrité de surface.

Par conséquent, il est important de mesurer et de contrôler la température générée lors de l'usinage.

Cependant, une mesure précise de température reste compliquée et de nombreuses méthodes ne peuvent pas être utilisées lors de l'utilisation d'un fluide de coupe. Davies *et al.* [2] ont créé un aperçu des méthodes couramment utilisées pour mesurer la température par rapport à divers processus d'usinage (le tournage, le fraisage ou le perçage). Les méthodes fréquemment utilisées pour mesurer la température du processus d'usinage sont :

1. méthode de résistance,
2. thermocouples,
3. thermométrie de rayonnement spectral,
4. procédés thermo-physiques.

La mesure de températures pendant le perçage est particulièrement difficile car l'outil est plongé dans la matière, l'utilisation de méthodes de mesure externes est donc limitée, et aussi car l'outil tourne.

Le thermocouple est généralement situé près de l'arête principale. En raison de la connexion du thermocouple à l'appareil de mesure, il n'est pas possible que l'outil tourne. Pour cette raison, Outeiro *et al.* [32] ont proposé une configuration expérimentale où l'outil est statique et fixé à la table de la fraiseuse CNC, tandis que la pièce est fixée à la broche, tournant et se déplaçant dans la direction -z pour générer le mouvement d'avance. Lazoglu *et al.* [6] ont proposé un nouvel appareil de mesure de la température appelé le Rotary Tool Temperature (RTT), qui permet de mesurer les températures lors de l'usinage à l'aide des thermocouples connectés sans fil au système d'acquisition. Beno et Hulling [33] ont utilisé des fibres optiques connecté à deux pyromètres colorimétriques pour mesurer les températures pendant le perçage du Ti-6Al-4V. Les fibres optiques sont placés dans la pièce, parallèlement à l'axe de perçage et leur position par rapport à l'arête principale de l'outil est constante.

L'inconvénient de ces méthodes est que la température n'est mesurée qu'en un point précis de l'outil, alors il n'est pas possible d'obtenir la distribution complète de température, au minimum pas pendant une seule mesure.

### **Modélisation de la température de perçage**

Comme mentionné ci-dessus, la mesure de la température pendant l'usinage n'est pas un processus simple et direct. En outre il est difficile de mesurer la distribution complète de la température pendant le perçage. Ainsi, plusieurs scientifiques essaient prédire la température à l'aide de méthodes analytiques et numériques. Kuzu *et al.* [5] ont proposé un modèle pour la prédiction du transfert de chaleur vers la pièce pendant le perçage à sec dans la fonte à graphite compact (CGI). Plus tard, une expérience a été réalisée avec le même matériau et les mêmes conditions de coupe avec un refroidissement MQL (Minimum

Quantity Lubrification en anglais) [34]. Li et Shih [35] ont proposé un modèle de température pour le perçage de l'alliage de titane. L'arête de coupe de l'outil est discrétisée en outils de coupe dits élémentaires (ECT) afin de simplifier le calcul du flux thermique provoqué par la géométrie complexe de l'arête principale et le changement de vitesse de coupe. Ils ont utilisé un modèle de coupe oblique pour la prédiction du flux de chaleur. Kumar *et al.* [36] ont utilisé un procédé similaire pour prédire la température pendant le perçage à sec du Ti-6Al-4V. Cependant le chaleur considéré est généré en primaire, secondaire et tertiaire zone de coupe. Bono et Ni [37] ont utilisé un modèle pour percer l'aluminium avec un foret HHS. Ils ont montré que la température maximale est localisée à l'arête transversale. Lazoglu *et al.* [6] ont proposé un modèle prédictif de température pour le perçage à sec du Ti-6Al-4V. Les valeurs simulées sont avec un bon accord avec celles mesurées et les valeurs de température maximales sont situées dans la zone du diamètre extérieur du foret (listels). Rui Li *et al.* [3] ont suggéré qu'une température de perçage minimale est atteinte en réduisant la vitesse de coupe et une avance plus élevée par tour. Zeilmann et Weingaertner [38] ont montré que lors du perçage de Ti-6Al-4V en utilisant les conditions MQL, des températures plus basses sont obtenues par refroidissement interne plutôt qu'en utilisant des buses externes.

### **Usure et durée de vie de l'outil**

Les conditions processus sont sélectionnées pour atteindre une productivité maximale et des économies financières, et simultanément une durée de vie plus longue. L'usure de l'outil affecte considérablement la qualité du trou. L'usure de l'outil est étroitement corrélée avec des températures et des pressions aux interfaces outil-coupeau et outil-pièce. Il y a deux types principaux de l'usure de l'outil, à savoir l'usure de la face de coupe évaluée par la profondeur du cratère KT, et l'usure de la dépouille évaluée par sa largeur VB.

Les mécanismes principaux de l'usure sont l'adhésion et l'abrasion, mais l'usure par diffusion peut aussi exister, spécialement en usinage des alliages de titane.

L'usure de la face de dépouille est souvent utilisée comme critère de durée de vie de l'outil avec valeur  $VB = 0.3 \text{ mm}$  [39]. La vitesse de coupe a un effet significatif sur la durée de vie de l'outil [26].

Le point le plus faible de tous les forets est une usure excessive dans la périphérie de l'outil. L'usure maximale se situe généralement sur les listels et la face de dépouille près du bec du foret. La raison principale d'une telle location d'usure maximale est la température maximale située dans cette zone en raison (1) de la vitesse de coupe maximale et (2) du plus grand volume de matériau enlevé par des parties de l'arête principale dans cette zone par rapport aux autres parties et l'arête transversale [13].

### **Fabrication des barreaux**

Les bruts de base sont des tiges rondes en carbure avec la possibilité de fabrication des canaux de refroidissement. Le nombre et la forme des canaux sont variables. Les canaux de refroidissement peuvent être droits ou hélicoïdaux et leur nombre habituel est de un, deux ou trois.

La production précise de canaux hélicoïdaux internes représente le savoir-faire de chaque entreprise. Cependant, il existe plusieurs méthodes disponibles pour la fabrication des canaux de refroidissement :

1) presse d'extrusion - les fils sont insérés dans les buses du moule et leur nombre correspond au nombre de canaux. La matière extrudée est torsadée à une vitesse angulaire  $\omega$  correspondant à l'écoulement de matière pour former une hélice précise correspondant au pas de perçage [13, 40, 41];

2) utilisation d'une fibre monofilamentaire - la forme du canal de refroidissement est formée par une fibre monofilamentaire autour de laquelle le carbure est extrudé. A la fin du processus, la fibre est étirée [42] ;

3) métallurgie des poudres - une spirale de cuivre représentant un canal de refroidissement est insérée dans un moule métallurgique et est fondue pendant le frittage en raison de son bas point de fusion ;

4) impression 3D - offre une large gamme de formes, mais est limitée par le choix du matériau de l'outil [43–45].

La production de bruts prend du temps. Parmi les paramètres qui doivent être donnés au fournisseur pour la bonne réalisation sont la longueur  $L_{cb}$  et le diamètre  $D_{cb}$  du brut, le diamètre des canaux de refroidissement  $d_{cb}$  et le diamètre  $D_{TK}$  sur lequel ils se trouvent par rapport à l'axe de foret.

### **Fluide de coupe**

Le fluide de coupe (MWF de Metalworking Fluid en anglais) est utilisé dans le perçage pour améliorer la productivité et la durée de vie de l'outil. Le coût d'utilisation de la MWF représente entre 1 et 3 % des coûts de production totaux, selon le fonctionnement et les conditions de l'installation de production [11]. Les trois objectifs principaux du MWF sont (1) le refroidissement, (2) la lubrification et (3) l'évacuation des copeaux de la zone usinée. Les MWF peuvent contenir de nombreux ingrédients et additifs différents, mais il existe quatre groupes principaux dans lesquels ils peuvent être divisés [11–13]:

- huiles - composés d'huiles minérales (pétrole), animales, marines, végétales ou synthétiques. Ils ne sont pas dilués avec de l'eau, mais peuvent contenir d'autres additifs ;
- émulsions - contiennent de 50 à 90% d'huiles de pétrole lourdes raffinées et d'émulsifiants pour disperser l'huile dans l'eau ;
- semi-synthétiques - contiennent 5 à 40% d'huiles de pétrole lourdes raffinées, 30 à 50% d'eau et plusieurs additifs ;
- synthétiques - ne contiennent pas d'huile de pétrole. Au lieu de cela, ils utilisent des ingrédients du type détergents et d'autres additifs qui aident à « mouiller » la pièce.

Les huiles solubles, semi-synthétiques et synthétiques sont vendues sous forme de concentrés puis diluées avec de l'eau au moment de l'utilisation. La valeur de la concentration d'huile dans l'émulsion a un effet significatif sur la viscosité du MWF et son comportement, ainsi la pression du liquide dans le système est affectée [46, 47].

Les deux principaux aspects de l'application correcte du MWF sont (1) les paramètres de MWF corrects (vitesse et température) et (2) la location et la direction de la buse du MWF.

Le choix du MWF dépend de plusieurs facteurs, mais principalement du processus d'usinage, du matériau de la pièce et du matériau de l'outil de coupe [12]. Plusieurs types de fluides de coupe peuvent être utilisés pour une application spécifique, il n'y a donc pas de MWF pouvant être utilisé dans toutes les situations. Pour les opérations de perçage entre différentes méthodes d'applications de MWF, la plus couramment utilisée est celle via l'outil pour une productivité et une qualité élevée.

Pendant le perçage, le MWF est introduit dans la zone d'usinage, l'espace entre la face de dépouille de l'outil et le fond du trou.

Comme mentionné précédemment, la face de dépouille autour du bec du foret est la zone la plus exposée à l'usure. Il serait avantageux que cette zone soit pourvue d'une plus grande quantité de MWF pour améliorer le refroidissement et la lubrification.

Dans la zone d'usinage, l'écart entre le corps de l'outil et la paroi du trou est très étroit. De grandes valeurs de résistance hydraulique sont créées ici, et donc la plupart du liquide s'écoule directement par les goujures. La modélisation de l'écoulement du fluide de coupe dans la zone usinée à l'aide de la MFN et de la Dynamique des Particules Dissipatives (DPD) a révélé que dans de nombreux forets utilisés, les canaux de refroidissement sont situés loin de l'arête de coupe et donc seulement 5 à 10% du débit total acheminé vers les zones usinées contribuent réellement au refroidissement et à la lubrification de la zone critique [13]. Malheureusement pratiquement tous les forets utilisés en industrie ont ce problème.

Outeiro *et al.* [32] ont proposé d'agrandir l'espace entre le foret et le fond du trou en modifiant la conception de la face de dépouille et la géométrie des canaux de refroidissement internes ainsi que leur position à la face de dépouille de l'outil pour augmenter l'efficacité du refroidissement. Une solution réalisable pour augmenter la quantité de MWF dans la zone usinée a été proposée par Colvin dans le brevet US 6 056 486 [48]. La conception brevetée prolonge au moins six fois la durée de vie [49]. Cependant, afin de créer la pression correcte dans l'espace entre l'arête principale et le fond du trou percé, la production d'une géométrie de foret très précise est nécessaire [25]. Müller, Kirsch et Aurich [50] ont réalisé une étude de l'effet de la face de dépouille structurée de foret sur l'efficacité de refroidissement pendant le perçage. Différentes poches sont formées à la face de dépouille pour augmenter le volume de fluide de coupe dans la zone usinée. Toutes les solutions étudiées montrent un meilleur refroidissement que la géométrie de référence sans ces structures. On a constaté que la réduction de la zone morte au niveau de l'arête principale est obtenue en diminuant la pression à son voisinage.

### **Géométrie des canaux de refroidissement**

La géométrie des canaux de refroidissement ou la position de leurs embouchures sur le corps de l'outil peuvent modifier considérablement l'efficacité du fluide de refroidissement.

Le brevet US n° 6 045 301 de 2000 [51] a breveté de grandes quantités de positions d'orifice de canal de refroidissement variables non seulement sur la face de dépouille mais également sur la face de coupe, où il permet à une grande quantité de MWF d'être introduite dans les goujures ou aux listels. Cependant, Astakhov [25] dit que la plupart de ces positions

d'orifice n'ont pas de réel avantage, car les conditions de refroidissement et de lubrification au niveau de l'arête principale se détériorent en raison de leur résistance hydraulique inférieure par rapport aux positions d'orifice sur la face de dépouille. Merzouki [14] a étudié l'effet de la position du canal de refroidissement et de son diamètre sur la force de coupe et le couple. Fallenstein et Aurich [15] ont étudié l'efficacité du refroidissement à la position relative de l'orifice du canal de refroidissement par rapport à l'arête principale. La distribution de température a été appliquée sur la face de coupe effective en tête de foret. La meilleure efficacité de refroidissement a été obtenue avec la position EP1. Mitsubishi propose des canaux de refroidissement optimisés d'un foret pour l'usinage des alliages d'aluminium [52] et des forets de la série DSA spécialisés dans le perçage d'alliages réfractaires, y compris les alliages de titane [53].

### **Alliages de titane**

Le titane est le quatrième métal le plus abondant de la croûte terrestre avec des dépôts encore importants. C'est un matériau coûteux en raison de la complexité du processus d'extraction, de la difficulté de fusion et des problèmes lors de la production [54]. Les oxydes de titane sont présents dans presque tous les minéraux, mais en raison de leur concentration, le rutile ( $TiO_2$ ) et l'ilménite ( $FeTiO_3$ ) sont principalement utilisés pour l'extraire par réduction chimique : c'est le procédé dit Kroll étendu [55].

Le titane est rarement utilisé sous une forme autre que sous forme d'alliage en ajoutant des alliages supplémentaires à sa structure. Les alliages utilisés peuvent être divisés en trois groupes principaux : (i) les  $\alpha$ -stabilisants, qui augmentent la température de transformation, (ii) les  $\beta$ -stabilisants, qui la diminuent, et (iii) les neutres.

Les alliages de titane sont des matériaux à rapport résistance/poids élevé, présentant une résistance élevée à la compression et à la traction (qui est maintenue jusqu'à 600 °C), une faible densité et une résistance élevée à la fatigue et à la corrosion. Cependant, le titane et les alliages de titane sont considérés comme des matériaux difficiles à usiner en raison de leur résistance élevée à des températures élevées, de leur module d'élasticité relativement faible, de leur réactivité chimique élevée et de leur faible conductivité thermique [8].

Les principales raisons de l'usure rapide de l'outil sont la température élevée près de l'arête et la courte longueur de contact du copeau avec l'outil, qui est encore raccourcie avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

L'application de fluide de coupe est ainsi devenue la règle de base avec pour objectif principal de réduire la température de l'outil. La fourniture de fluide de coupe à travers l'outil peut réduire l'usure de l'outil jusqu'à 10 fois par rapport au perçage à sec, en particulier à des vitesses de coupe élevées. Cependant, l'utilisation d'un système de refroidissement interne peut entraîner une légère augmentation de la force de coupe et de la consommation d'énergie [56]. La force de coupe et le couple peuvent être réduits en utilisant le MQL, mais au prix d'une détérioration de la rugosité et de la précision des trous [57].

Le processus de perçage dans le titane conduit généralement à la formation de bavures sur la surface d'entrée et la surface externe, ce qui est un gros problème, en particulier dans l'industrie aérospatiale. On estime que jusqu'à 30% du coût de certains composants est dû aux opérations d'ébavurage [58].

Le matériau idéal pour le perçage du titane doit avoir (i) une dureté élevée à des températures élevées pour résister à des contraintes élevées, (ii) une ténacité et une résistance à la fatigue, (iii) une tendance réduite à réaction avec le titane, (iv) une résistance à la compression élevée et (v) une bonne conductivité thermique pour minimiser les gradients thermiques et les chocs thermiques sur l'outil [8].

Le perçage du titane produit des copeaux continus avec un degré élevé de segmentation et de dentelure[59]. La formation des copeaux est influencée par la microstructure du matériau (type de grain, taille et orientation), de sorte que différents alliages de titane forment différents types de copeaux [60].

L'alliage de titane le plus utilisé est le Ti-6Al-4V, qui représente environ 60% des alliages de titane utilisés [7]. Ti-6Al-4V est l'alliage de titane le plus testé et le plus développé [61].

Les alliages de titane se caractérisent par une valeur élevée du retour élastique. Le phénomène de retrait du trou apparaît, lorsqu'après le perçage du trou, sa paroi entre à nouveau en contact avec les listels de l'outil. Un frottement excessif est créé entre les listels du foret et le matériau, ce qui entraîne plus de vibrations et un plus grand échauffement de la périphérie de l'outil. Bonnet [9] a essayé de trouver la raison physique de ce phénomène. Il a quantifié la quantité de chaleur générée par le frottement entre l'outil et la paroi du trou percé. Merzouki [10] a étudié les forces induites par ce phénomène. La charge tangentielle est causée par le frottement entre la surface du trou et les listels. La charge radiale est causée par le rétrécissement du trou. Il a trouvé que le retrait du trou est moindre à une avance plus faible.

Les conditions optimales pour le perçage des alliages de titane conçues par le fournisseur d'outils Mitsubishi sont une vitesse de coupe de 40 m/min et une avance par tour de 0.015 mm [53].

Les alliages de titane sont de plus en plus utilisés dans une variété d'industries, y compris l'industrie aéronautique, automobile, chimique, biomédicale, alimentaire et nucléaire. Dans l'industrie aéronautique, les alliages de titane sont principalement utilisés en raison des économies de poids, des contraintes d'espace, du besoin de températures de fonctionnement plus élevées, de la résistance à la corrosion et de la compatibilité avec les composites [7].

### **Mécanique des fluides**

La mécanique des fluides est une branche de la physique qui étudie le comportement des fluides (liquides, gaz, plasmas) et les forces agissant sur eux. En hydrostatique c'est un équilibre des forces au repos et en hydromécanique en mouvement.

### **Débit**

Le terme débit est utilisé pour évaluer l'écoulement dans une zone définie. On distingue deux types de débit, le débit volumique  $Q_v$  et le débit massique  $Q_m$ .

### Type d'écoulement

Généralement, le mouvement du fluide est appelé écoulement. Selon la répartition des particules liquides dans le flux, il est possible de distinguer 3 types d'écoulement différents [62]:

- l'écoulement laminaire, où les particules se déplacent en couches et il n'y a pas de mélange sur la section transversale. Le profil de vitesse est de forme parabolique ;
- l'écoulement turbulent, où les particules se déplacent sur la section transversale. Elles sont directement mélangées. Le profil de vitesse est proche de celui d'un fluide idéal, mais en raison de la turbulence, la vitesse près de la paroi est nulle ;
- l'écoulement de transit, qui a certaines propriétés d'écoulement laminaire et d'écoulement turbulent.

Pour évaluer le type d'écoulement, le nombre de Reynolds  $Re$  est utilisé, exprimant l'effet du frottement interne dans l'écoulement dû à la viscosité.

Le flux est :

- laminaire lorsque  $Re < 2300$  ;
- transitoire lorsque  $2300 < Re < 4000$  ;
- turbulent lorsque  $Re > 4000$ .

Le nombre de Prandtl turbulent détermine le rapport entre la quantité de mouvement et la diffusivité thermique dans un courant pendant un écoulement turbulent [63].

L'écoulement de MWF dans des canaux généralement courbes, et notamment hélicoïdaux, est beaucoup plus complexe que l'écoulement dans des tubes droits. Lorsque le fluide s'écoule à travers le canal courbe, la présence de la courbure crée une force centrifuge agissant à angle droit par rapport à la direction de l'écoulement du fluide. Sa courbure due à l'écoulement secondaire est fonction de la géométrie hélicoïdale. La force centrifuge influence fortement l'écoulement dans des canaux hélicoïdaux avec un petit diamètre d'hélice. Le nombre de Dean  $De$  caractérise l'effet de la force centrifuge sur l'écoulement du fluide. Le nombre de Rossby  $Ro$  est une valeur sans dimension évaluant l'effet des forces de Coriolis induites par la vitesse angulaire sur l'écoulement du fluide.  $Ro \leq 1$  indique que la rotation a un effet significatif sur le comportement des fluides [16]. L'intensité de la turbulence  $I$  indique le niveau de turbulence dans le courant. L'écoulement libre dans la conduite est généralement classé sur l'échelle comme modérément turbulent, où la valeur de l'intensité de la turbulence varie de 1% à 5% [64]. Une échelle de longueur turbulente  $l$  est une grandeur physique caractérisant la taille de grands tourbillons contenant de l'énergie dans des écoulements turbulents [64].

### Mécanique des fluides numérique

Le processus de perçage peut être effectué numériquement à l'aide d'une étude MFN (Mécanique des Fluides Numérique ou CFD de Computational Fluid Dynamics en anglais) tridimensionnelle. La MFN consiste à étudier les mouvements des fluides ou leurs effets en résolvant des équations numériques du comportement des fluides. Les problèmes physiques sont exprimés à l'aide d'équations aux dérivées partielles. Les problèmes peuvent



généralement être résolus analytiquement en utilisant les équations de Navier-Stokes, et la solution est trouvée en utilisant différents types de discrétisation. L'approximation de la solution réelle est effectuée à l'aide des équations des modèles numériques. Différentes méthodes sont utilisées pour calculer ces approximations: (i) la méthode des différences finies (FDM), (ii) la méthode des éléments finis (FEM) et (iii) la méthode des volumes finis (FVM) [65]. La méthode de résolution la plus courante pour les MFN est la méthode des volumes finis [66].

La solution des simulations est obtenue en fonction de la forme et de la taille des cellules et de leur distance mutuelle. La précision de la solution augmente avec le nombre croissant de cellules et leur taille décroissante. Cependant, la simulation prend également plus de temps. Un compromis doit être trouvé entre ces deux aspects.

La modélisation des fluides est un problème difficile qui dépend fortement des conditions aux limites géométriques, des coefficients de traînée, des forces motrices et des interactions entre les processus individuels, ainsi que des valeurs d'entrée du modèle de fluide [18].

Les MFN constituent un outil efficace pour faire face à des phénomènes tels que l'écoulement de fluide, le transfert de chaleur, le transfert de masse ou les réactions chimiques. Les secteurs dans lesquels les MFN sont largement utilisés comprennent, par exemple, le génie biomédical, le génie mécanique, la technologie des fusées, l'architecture et l'industrie alimentaire [66].

Les avantages significatifs des MFN incluent (i) la visualisation d'un modèle autrement difficile à analyser, (ii) la prédiction et l'optimisation de la solution, et (iii) l'efficacité. Tous les avantages ressortent clairement du projet d'amélioration de l'inductance haute pression [67]. Néanmoins, plusieurs lacunes subsistent [66] :

- la résolution d'équations sur un ordinateur entraîne toujours des erreurs numériques;
- les erreurs de troncature des cellules dues à l'approximation dans les modèles numériques;
- les erreurs d'arrondi causées par la taille finale des expressions disponibles sur l'ordinateur;
- la précision du modèle MFN dépend fortement des conditions initiales et des conditions aux limites saisies dans le modèle numérique.

### **Modèle turbulent**

Presque toutes les applications d'ingénierie sont de nature turbulente. Un modèle turbulent est donc nécessaire. Il n'y a pas de modèle turbulent applicable à toutes les situations. Le choix dépend du mode d'écoulement, de la précision requise de la solution et du temps disponible. Les équations de Naviers-Stokes sont utilisées pour décrire comment la vitesse, la pression, la température et la densité d'un fluide en mouvement sont liées. Les équations de Naviers-Stokes consistent en une équation de conservation de la masse, une équation de conservation de la quantité de mouvement, ainsi qu'une équation de conservation de l'énergie lorsqu'un calcul d'analyse thermique est nécessaire [65, 68].

En ce qui concerne la façon dont les équations de contrôle sont abordées, certaines méthodologies de solution principales sont distinguées telles que (i) simulation numérique directe (DNS ou Direct Numerical Simulation), (ii) Simulation de grands tourbillons (LES ou Large Eddy Simulation) et (iii) Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) [69].

Pour les applications d'ingénierie, la méthode Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) est utilisée, car elle est capable de modéliser n'importe quelle taille de vortex turbulent. Il existe plusieurs types de RANS, tels que  $k-\varepsilon$  et  $k-\omega$ . Pour l'écoulement stationnaire d'un fluide newtonien incompressible, le modèle RANS est dérivé des équations de Navier-Stokes et de l'équation de continuité.

Le modèle  $k-\omega$  SST (abréviation de Shear-Stress Transport) est couramment utilisé pour les opérations de perçage. C'est un système de deux équations, l'énergie cinématique turbulente  $k$  et la vitesse de diffusion spécifique ( $k$ )  $\omega$ . Ce modèle combine les avantages du modèle  $k-\varepsilon$ , qui fonctionne en courants libres loin des parois, et du modèle  $k-\omega$ , qui convient aux simulations d'écoulement dans une sous-couche visqueuse [70]. Le modèle turbulent SST se comporte comme un modèle  $k-\omega$  de fonction A1 puis se transforme en un modèle  $k-\varepsilon$  en utilisant (1-A1).

Outeiro *et al.* [32] utilisent des simulations MFN pour comparer l'efficacité du refroidissement MWF conventionnel avec l'usinage cryogénique. Sur la base des résultats des simulations MFN, Biermann et Oezkaya [18] ont modifié le modèle du canal de refroidissement interne sur un taraud, et des expériences ultérieures ont montré une augmentation des performances de l'outil de 36 %.

## **ESSAIS EXPERIMENTAUX**

### **L'objectif de tests**

L'objectif principal des tests était d'évaluer l'efficacité de refroidissement d'un nouveau prototype de foret à canaux multiples sur la durée de vie et de le comparer avec un foret standard conçu pour le perçage de Ti-6Al-4V. L'usure du foret a été enregistrée au cours des tests à l'aide de l'usure sur la face de dépouille, ainsi que de la force de coupe et du couple. Lors des tests, une série de mesures a été réalisée afin de déterminer la longueur de contact entre l'outil et le copeau ainsi que le rapport de compression. Cependant, selon la politique de l'entreprise, les résultats du prototype de drill ne sont pas publiés. Ainsi, seuls les résultats du foret standard sont affichés.

### **Montage expérimental**

Les tests d'usure de perçage ont été réalisés un Mori Seiki NV500  $\alpha 1$  à trois axes. Les critères de durée de vie tels que l'usure en cratère, l'usure en dépouille, l'arête apportée et l'usure de listels ont été suivis. Le critère de durée de vie de l'outil est réglé sur  $VB = 0.2$  mm.

Le refroidissement a été assuré par l'émulsion EMULCUT 116 W de PETROFER avec une concentration de 7 % sous une pression de 40 bar.

### Géométrie du foret

Deux types de forets hélicoïdaux torsadés dans le sens des aiguilles d'une montre avec une tige cylindrique de diamètre 8.5 mm ont été sélectionnés pour cette étude. Le foret standard (appelé ici foret standard) avec 2 canaux de refroidissement, et un nouveau prototype de foret (appelé ici foret prototype) à 4 canaux de refroidissement. Le diamètre du canal de refroidissement du foret standard est de 1.4 mm. La position de canaux de refroidissement sur la face de dépouille du foret standard est définie par le processus de production SECO. Les deux diamètres de canaux de refroidissement du foret standard sont 1 mm. La sélection du diamètre des canaux de refroidissement du foret prototype a été effectuée pour avoir une section transversale du canal de refroidissement similaire à celle du foret standard. Sauf la géométrie des canaux de refroidissement, les autres paramètres de la géométrie de foret sont les mêmes pour les deux forets.

La géométrie du foret est complexe et varie le long de l'arête de coupe. Pour simplifier les calculs, l'arête de coupe est discrétisée. L'arête transversale n'est pas prise en compte lors de cette étude. L'arête de coupe est divisée en cinq zones, qui sont ensuite divisées en outils de coupe élémentaires ECT avec une longueur similaire de l'arête de coupe. À la fin, le tranchant est divisé en 9 ECT.

La mesure des angles d'inclinaison, de coupe et de dépouille dans différents plans selon la norme ISO 3002/1982 a été réalisée sur le modèle CAO dans le logiciel Catia V5. Au total, 11 points ont été pris en compte. L'évolution des valeurs mesurées est inattendue. Par conséquent, des mesures supplémentaires ont été effectuées à l'aide d'une macro de Catia V5 développée par M. Richard CHATAIN d'AMVALOR à Cluny. La macro mesure l'angle de coupe normal, l'angle de dépouille normal et de l'angle de dépouille orthogonal en 50 points le long l'arête de coupe. Les résultats obtenus par cette macro sont en bon accord avec les mesures manuelles effectuées avec le logiciel Catia. La différence des résultats apparaît pour la valeur en point où l'arête transversale et l'arête principale sont connectées et le point périphérique en raison du changement aigu de l'arête de coupe. Les deux derniers points sont situés sur la facette périphérique du foret. Sa présence explique le changement rapide des angles mesurés. La différence de valeurs pour le point placé au rayon autour 2 mm peut être expliquée comme un point aberrant où deux faces se rencontrent. Cependant, contrairement aux autres transitions des faces celle-ci est brusque. Ce changement de faces altère la mesure ambiguë et ne permet pas une mesure correcte.

Les paramètres nécessaires pour calculer le flux thermique tels que l'angle de coupe normal  $\gamma_n$ , l'angle d'inclinaison  $\lambda_s$ , l'angle de cisaillement normal  $\phi_n$ , l'angle perpendiculaire à la force de coupe résultante  $\theta_n$  et l'angle d'écoulement des copeaux  $\eta$  varient et affectent la force de coupe sur l'arête de coupe. Ces angles montrent une fluctuation une fluctuation pour un rayon autour de 2 mm, au point initial et périphérique. Les explications de ces fluctuations restent les mêmes.

### Matériel de foret

Les forets en carbure cimenté revêtus (revêtement (TiAl) N + NbN) ont été fabriqués à partir de tiges non revêtues. Ces tiges ont été fabriquées en carbure monobloc à 10 % de teneur en Co. Selon le fournisseur, le canal de refroidissement peut être décrit comme lisse car il est créé lorsque le carbure est pâteux. Cependant, la rugosité moyenne de canaux de refroidissement n'est pas connue.

### **Matériau de travail et paramètres de coupe**

Le matériau de travail est un alliage de titane Ti-6Al-4V. La pièce livrée était un panneau de 40x100x500 mm et la profondeur de perçage était 15 mm pour éviter tout impact de coincement des copeaux.

Selon SECO SMG S12 [71] pour le matériau ISO S, les paramètres de coupe recommandés pour le perçage Ti-6Al-4V sont une vitesse de coupe de 50 m/s et une avance par tour de 0,14 mm.

### **Épaisseur des copeaux**

La procédure pour obtenir l'épaisseur du copeau consiste à scanner le copeau avec un microscope Alicona InfiniteFocusG5. Ensuite, à prendre une section transversale du copeau scanné à différents endroits le long de l'arête de coupe de l'outil, et à mesurer l'épaisseur à tous ces endroits.

La valeur de l'épaisseur des copeaux change rapidement à la périphérie de l'outil probablement en raison des changements évidents au niveau de la géométrie de l'outil. Les valeurs d'épaisseur des copeaux sont utilisées pour calculer le rapport de compression afin de prédire la chaleur entrant dans l'outil.

### **Longueur de contact outil-copeau et outil-pièce**

La longueur de contact entre le copeau et l'outil a été mesurée sur la face de coupe et la longueur de contact entre l'outil et la pièce a été mesurée sur la face de dépouille à l'aide d'un microscope Zeiss après avoir percé 98 trous. Les valeurs de la longueur de contact mesurées sur la face de dépouille montrent plutôt une course constante. Les valeurs théoriques de la longueur de contact outil-copeau ne montrent pas la concordance avec les valeurs expérimentales sur la face de coupe.

### **Force de coupe et couple**

Les mesures de force de coupe et de couple pour un foret standard ont été effectuées dans une étude antérieure menée par SECO en décembre 2018. Les valeurs ont été mesurées à l'aide d'un dynamomètre KISTLER.

### **Tests de l'usure**

La distribution de l'usure des outils a été surveillée et des photographies de l'usure du foret ont été prises à un intervalle déterminé par la longueur de perçage dans la direction axiale de 0-4.5-8.2-12.0-14.2-16.5-18.75-21.0-23.25-24.75 m. L'intervalle est dérivé d'expériences de tests précédents dans ce matériau avec cette conception de foret. Les valeurs d'usure en face de dépouille ont été mesurées avec un microscope Zeiss avec une caméra CarlZeiss AxiomCam, le logiciel AxioVision SE65 avec mise au point étendue pour obtenir la profondeur des photographies.

Le foret standard a atteint le critère de durée de vie de l'outil après 14.2 mètres de longueur de perçage lorsque l'usure sur la pointe extérieure de l'outil a augmenté à 0.36 mm.

### **Étude préliminaire**

Une étude préliminaire a été établie pour évaluer la crédibilité des résultats de simulation par rapport aux résultats expérimentaux lors de l'étude du débit du fluide de coupe.

Pour évaluer le débit du fluide, le temps requis pour qu'une certaine quantité de fluide s'écoule à travers un foret statique monté dans la machine est utilisé pour évaluer le débit. L'écoulement du fluide est démarré et arrêté après un certain temps. Le temps d'écoulement du fluide est mesuré. Le fluide s'accumule dans un récipient situé à l'embouchure du foret. Ensuite, cette quantité de fluide est pesée et le débit est calculé en utilisant la densité du fluide. Le débit est mesuré à différentes valeurs de pression fourni par la pompe. Le foret standard est utilisé pour cette étude. Le fluide de coupe est une émulsion. Le mesure de pression a également été effectué avant que le fluide ne pénètre dans l'outil. Les valeurs de débit obtenues pendant l'expérience sont utilisées pour le débit massique d'entrée dans les simulations et la pression obtenue à partir de celles-ci sont comparées avec les résultats des tests. Dans cette étude préliminaire, seul le volume interne représentant les canaux les canaux de refroidissement est utilisé pour la simulation.

Suivant l'exemple de [47], les valeurs expérimentales sont interpolées par une ligne de tendance linéaire. Les valeurs de pression simulées montrent également un comportement linéaire, mais elles sont inférieures aux résultats expérimentaux. La principale raison expliquant ce phénomène peut être la différence de viscosité de l'émulsion expérimentale et de l'eau utilisée dans les simulations.

## **MFN SIMULATIONS**

### **Objectif des simulations**

L'objectif principal des simulations MFN est de prédire le comportement du MWF lors du perçage du Ti-6Al-4V, à savoir, de prédire l'efficacité de l'action du fluide de coupe en modifiant des paramètres des canaux de refroidissement (diamètre et location sur la face de dépouille du foret). Ces paramètres seront optimisés afin d'augmenter la durée de vie global de l'outil.

### **Modèle MFN de perçage**

Un modèle MFN de perçage de Ti-6Al-4V a été développé et simulé à l'aide du logiciel commercial STAR-CCM+ fourni par Siemens. Le logiciel permet de simuler une large gamme de problèmes multiphysiques complets dans les disciplines de l'ingénierie traditionnelles. C'est avant tout le premier logiciel à proposer la simulation MFN et de mécaniques des solides computationnelles dans un seul environnement.

Les paramètres influençant le comportement du MFW en perçage sont la position du canal de refroidissement sur la face de dépouille du foret, le diamètre du canal et la pression (d'entrée) de MWF.

Pour minimiser la durée de simulation par réduction du nombre de cellules, la partie du foret qui n'a pas d'impact direct sur le comportement du fluide de coupe a été supprimée.

La distance entre le haut du foret et le plan de coupe est 38 mm, ce qui correspond à la profondeur du trou.

Toutes les surfaces sont divisées en régions avec des propriétés similaires et sont définies par le type de condition limites afin de simuler correctement le comportement du fluide. Le débit massique qui change pour chaque modèle est réglé à l'entrée du système. La valeur de la pression atmosphérique est réglée à la sortie. Les autres surfaces sont définies comme des paroi antidérapante, où la composante normale de la vitesse de fluide sur la surface est de 0. Le réglage de la rugosité prolonge considérablement le temps de simulation, de sorte que le mur est défini comme lisse.

La sélection du réseau détermine la précision des résultats et le temps nécessaire à la simulation. *Surface Remesher* est sélectionné pour corriger les défauts potentiels du maillage de surface. Les cellules polyédriques et *Prism Layer Mesher* sont sélectionnées pour le maillage de volume, ce qui sert à améliorer l'imitation du comportement du fluide le long des parois. La taille de base du maillage est fixée à 0.35 mm en raison du petit diamètre du canal de refroidissement et est ramollie à 0.07 mm dans la zone d'intérêt principal du travail près de l'arête de coupe. Le nombre final de cellules est d'environ 2.1 million.

### **Modèle physique de fluide et de foret**

Le fluide de coupe est réglé sur un débit tridimensionnel, en régime permanent, séparé, à densité constante, turbulent avec le modèle  $k-\omega$  (SST) et avec des paramètres sélectionnables tels que la gravité, la correction de la qualité des cellules et la température du fluide séparée.

Le corps de perçage est modélisé comme tridimensionnel, stable, solide et avec des paramètres sélectionnables tels qu'une densité constante, une correction de la qualité de la cellule et une température séparée dans le corps solide.

Puisque la viscosité du MWF n'est pas connue et 93% est de l'eau, le fluide de coupe est donc remplacé par de l'eau dans les simulations.

Le logiciel STAR CCM+ ne pouvant pas simuler la rotation avec un maillage déformant, la solution a été de considérer la rotation avec un modèle de référentiel mobile en utilisant les paramètres correspondant aux conditions de coupe expérimentales.

Le critère d'arrêt de la simulation est de 1000 itérations, car cette quantité est généralement suffisante pour que la solution converge et atteigne les valeurs de résidus à  $10^{-4}$ .

### **Paramètres de débit**

Les paramètres de simulation ne permettent pas de régler directement la valeur de pression à l'entrée du système. Selon les paramètres de simulation, la pression d'entrée est déterminée en fonction du débit. La valeur initiale est déterminée à partir des résultats expérimentaux de l'étude initiale. Par la suite, les valeurs de débit d'entrée sont optimisées pour chaque solution spécifique afin d'obtenir une valeur de pression d'entrée de 20, 40 ou 80 bars. Les débits estimés par canal sont de 1.5, 2.15 et 3.72 L/min.

L'étude préliminaire a permis de déterminer la vitesse moyenne approximative du fluide dans le canal de refroidissement. Celle-ci a été utilisée pour calculer les nombres de

Reynolds ( $Re$ ), Dean ( $De$ ) et Rossby ( $Ro$ ). Le calcul montre que pour différents diamètres de canal,  $Re$  est compris entre  $30000 \leq 180000$ ,  $De$  entre  $17000 \leq 73000$  et  $Ro$  compris entre  $30 \leq 1100$ . Un nombre de Reynolds élevé indique que l'écoulement est turbulent. Le grand  $De$  signifie que les forces centrifuges ont un impact important sur le mouvement du fluide de refroidissement causé par la courbure du canal. Le  $Ro$  indique que la rotation n'aura pas d'effet significatif sur l'alimentation en fluide de refroidissement. Les valeurs résultantes de l'intensité de la turbulence sont d'environ 4%, ce qui correspond à la valeur couramment utilisée.

### **Flux de chaleur**

Une zone correspondant aux contacts outil-copeau et outil-pièce mesurés lors des essais expérimentaux est créée sur les faces de coupe et de dépouille. Une partie de la chaleur générée par le frottement entre l'outil et la pièce / copeau pénètre dans l'outil par ces zones.

Plusieurs calculs et mesures sont effectués pour obtenir le flux thermique généré par frottement et entrant dans l'outil. Les valeurs initiales de la force de coupe sont réparties entre les différents ECT. Les plans sont créés perpendiculairement à l'axe du foret passant par la pointe de foret et les différents points ECT examinés. La distance minimale entre eux détermine la profondeur dans laquelle le foret est plongé, à partir de laquelle le temps nécessaire à cette opération sera dérivé. Les valeurs de temps peuvent être utilisées pour déterminer les valeurs de force de coupe.

L'évolution de coefficient de distribution de chaleur le long de l'arête de coupe s'avère identique aux autres études trouvées dans la littérature [35], avec une valeur maximale au centre du foret, et décroissante dans le sens de la périphérie. La variation du flux de chaleur ne correspond à aucune autre trouvée dans la littérature.

Pour définir le flux de chaleur, un tableur Excel est importé dans le logiciel Start CCM+ et les valeurs sont appliquées à cette zone à l'aide de l'outil logiciel *Data Mapper*. Les valeurs de flux thermique sont spécifiques aux points et *Data Mapper* utilise une méthode d'interpolation des moindres carrés pour créer une fonction applicable sur toute la zone. La spécification thermique déterminée comme le flux de chaleur doit être réglée dans les conditions limites du foret, mais aussi à l'interface entre le foret et le fluide pour permettre le transfert de chaleur entre eux.

### **Diamètre des canaux de refroidissement**

La sélection des solutions simulées a été faite en fonction de la valeur de la surface du canal de refroidissement. La surface du canal de refroidissement d'un foret standard est de  $1.539 \text{ mm}^2$ . Sur la base de la similitude avec cette valeur, différentes combinaisons de canaux ont été sélectionnées :  $0.5 \times 1.3 \text{ mm}$ ,  $0.6 \times 1.3 \text{ mm}$ ,  $0.6 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.7 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.8 \times 1.1 \text{ mm}$ ,  $0.8 \times 1.2 \text{ mm}$ ,  $0.9 \times 1.1 \text{ mm}$  et  $1.0 \times 1.0 \text{ mm}$ .

### **Position des conduits de refroidissement**

Lorsque l'outil pénètre dans le matériau, l'arête de coupe doit être suffisamment solide pour résister aux pressions de pénétration. L'emplacement du canal de refroidissement peut fragiliser l'arête de coupe et provoquer une destruction prématurée de l'outil lorsque le fluide est introduit sous une certaine pression hydraulique. Pour minimiser la déformation

prématurée, une zone où il n'est pas recommandé de placer des canaux est définie. Selon la connaissance approfondie, l'épaisseur de paroi minimale entre le rayon extérieur du foret et le canal de refroidissement est de 0.3 mm et la distance minimale entre le canal de refroidissement et l'arête de coupe est de 0.7 mm. Les canaux de refroidissement sont situés à deux endroits différents par rapport à l'arête de coupe : sur l'axe 0°, qui est défini par le processus de production SECO, et sur l'axe secondaire, qui est 15° plus proche de l'arête de coupe. Le plus petit diamètre du canal est situé au plus près du centre du foret.

### **Pression (d'entrée) du MWF**

Comme il a été mentionné ci-dessus, la pression d'entrée est exprimée en fonction du débit pour obtenir la pression d'entrée de 20, 40 ou 80 bar.

### **Extraction des données du modèle**

Des sondes ponctuelles correspondant à des ECT individuels sont créées pour mesurer les valeurs de température à des points spécifiques.

### **Résultats du foret standard et du prototype**

Les simulations CFD ont permis de calculer le transfert de chaleur vers le fluide, le débit volumique d'entrée nécessaire pour atteindre la pression demandée, la vitesse du fluide, la température maximale du foret et la température dans ECT considéré.

Pour le foret standard et le foret prototype, la pression d'entrée du MWF était prévu de 20, 40 et 80 bar. Étant donné que les valeurs de température exactes sur le foret sont lues uniquement pour des points ECT spécifiques, la température résultante sur le foret est également évaluée visuellement. L'évaluation visuelle est également utilisée pour les valeurs de vitesse, car sa valeur dans la zone usinée est en constante évolution.

En ce qui concerne la pression d'entrée dans le système, qui était censée être la pression à produire par la pompe, un débit plus élevé est obtenu lors de l'utilisation d'un foret standard. Ce phénomène pourrait s'expliquer par le fait que le prototype possède une plus grande surface de contact entre le fluide et la paroi du canal, entraînant ainsi des pertes de pression plus importantes.

Le transfert de chaleur est évalué par la différence d'énergie du fluide à l'entrée et à la sortie. Au fur et à mesure que la pression augmente, plus de chaleur doit être transférée au fluide en le chauffant et son énergie doit augmenter. Cependant, les valeurs de transfert de chaleur ne montrent aucune réplique.

D'après les résultats des simulations en points ECT, la température la plus élevée est mesurée en ECT 8. Ce résultat est valable pour toutes les simulations effectuées. Cependant, la valeur à ce point ne correspond pas encore à la température la plus élevée mesurée dans le foret. D'après les mesures au point ECT8, lorsque la pression d'entrée est réglée à 20 bar, le prototype réalise une réduction de température de 65 °C et dans le cas de 40 bar, une réduction de 115 °C. Comme il s'agit d'un point critique, cette baisse de température peut indiquer une amélioration de la durée de vie. A l'inverse, à 80 bars, la température à ce point est plus basse avec un foret standard. De cela, on peut en déduire que l'efficacité des modèles individuels dépend des conditions appliquées pour le fluide de coupe.



Une autre amélioration de l'utilisation du prototype est identifiée dans ECT5 et ECT6 à 40 bar. Cependant, ce phénomène ne s'applique pas lors de l'utilisation d'une pression d'entrée différente. Dans d'autres cas, le prototype n'atteint pas des valeurs inférieures par rapport à un foret standard.

En ce qui concerne les valeurs de température, il n'est pas possible de prouver clairement si le foret prototype atteindrait une meilleure durée de vie.

En termes de distribution de température, il n'y a pas de diminution notable de la température lors de l'utilisation du foret prototype.

Pour une meilleure comparaison de la vitesse du fluide dans la zone étudiée, la même échelle de vitesse est définie pour toutes les simulations. Les résultats de simulations montrent que la vitesse du fluide augmente avec la pression. Dans le cas d'une pression d'entrée de 80 bar, les valeurs de vitesse maximale peut atteindre 115 m/s.

Lors de l'utilisation d'un prototype, il semble que le courant est mieux dirigé vers la périphérie du foret près de l'arête de coupe où des valeurs de vitesse de coupe plus élevées, donc des valeurs de température élevées, sont atteintes. Néanmoins, même avec une pression croissante, la zone dite morte Néanmoins, même avec une pression croissante, la zone dite morte (où le liquide n'atteint pas le tranchant), persiste, ce qui correspond à ce qui est déjà mentionné dans la littérature [17].

### **Résultats de solutions optimisées**

L'objectif est de déterminer la meilleure combinaison de paramètres liés aux canaux de refroidissement et à la pression d'entrée qui minimisent la température du perçage. Dans la procédure, seules deux pressions d'entrée sont utilisées : 20 et 80 bar.

En raison des problèmes créés lors de la création du modèle, la combinaison 0.8 x 1.1 pour un angle 15° n'a pas pu être testée.

Dans les modèles simulés, il existe une relation directe entre la surface du canal et le débit volumique. Au regard des résultats obtenus, on peut conclure que dans le cas d'une position angulaire égale à 15°, un débit inférieur est obtenu à la même pression d'entrée.

Malgré la plus grande proximité de l'embouchure du canal par rapport à l'arête de coupe, des températures plus basses ne sont pas atteintes pour la même combinaison de diamètres de canal lors de l'utilisation d'un angle de 15° que lors de l'utilisation d'un angle de 0°.

Etant donné qu'aucune des combinaisons de canaux de refroidissement simulées ne montre clairement de meilleurs résultats par rapport aux forets standard et prototype, la température au point ECT8 est sélectionnée pour évaluer l'efficacité des combinaisons individuelles de paramètres, car elle semble avoir la principale influence dans le cas du foret standard et du prototype. Dans le cas d'une position angulaire égale à 0°, aucune des combinaisons ne montre d'amélioration par rapport aux forets standard et prototype. Dans le cas d'une position angulaire de 15°, des valeurs inférieures par rapport au foret prototype sont atteintes pour les modèles 0.5 x 1.3, 0.6 x 1.3, 0.7 x 1.2 et 0.8 x 1.2 pour 20 bar et pour tous les modèles sauf 1.0 x 1.0 pour 80 bar. De ce qui précède, la combinaison 0.6 x 1.3 atteint des températures de perçage identiques ou peut-être inférieures la plupart du temps par rapport au foret prototype. La raison peut être l'augmentation de la section transversale

d'écoulement du canal, bien que le modèle 0.8 x 1.2 ait une superficie légèrement plus grande, mais des résultats généralement pires que pour 0.6 x 1.3.

## **DISCUSSION**

Les simulations CFD permettent de vérifier le comportement des fluides de différentes géométries de canaux de refroidissement et ainsi de l'optimiser. Une augmentation de la durée de vie peut conduire à d'importantes économies. Surtout dans le cas de l'alliage Ti-6Al-4V, où la durée de vie habituelle de l'outil est très courte.

Comme il n'a pas été possible de comparer des résultats expérimentaux spécifiques avec les valeurs simulées, les résultats des simulations ne sont pas concluants.

Les éléments qui pourraient justifier des résultats inexacts et qui mériteraient donc d'être prises en compte pour les travaux futurs sont :

- l'utilisation d'eau comme fluide de refroidissement. Comme indiqué dans l'étude préliminaire, l'effet de la viscosité a une influence significative sur le comportement du fluide ;
- l'absence de copeaux. Cependant, une évacuation et une fragmentation appropriée des copeaux peuvent également affecter la durée de vie globale ;
- l'imprécision de la prédiction du flux de chaleur vers le foret. Cela peut conduire à une prédiction incorrecte de la distribution de température sur le foret. Cependant, des modèles plus précis prennent plus de temps et nécessitent plus de paramètres d'entrée expérimentaux ;
- le maillage trop grossier pour les simulations. L'utilisation d'un maillage fin peut prendre du temps donc un maillage grossier est utilisé. Cependant cela peut entraîner des écarts dans les résultats ;
- les paramètres du logiciel eux-mêmes. Les simulations MFN ne sont pas une science exacte, de nombreux coefficients ne sont qu'empiriques et diffèrent d'une application à l'autre. La sélection de coefficients spécifiques peut affecter la précision de la simulation ;
- l'absence d'essais thermiques expérimentaux pour vérifier l'exactitude des simulations. Seuls des tests de durée de vie de l'outil ont été réalisés et aucune mesure de température n'a pas été effectuée ;
- la rugosité de surface incorrecte de canaux de refroidissement. Une rugosité de la surface nulle est sélectionnée pour réduire le temps de simulation. Cependant une rugosité de surface réelle est nécessaire pour obtenir des résultats de simulation précis. Cette rugosité de surface a un effet plus fort sur les résultats du foret prototype, en raison de la plus grande surface de ses canaux de refroidissement par rapport au foret standard.

Cette étude étant purement comparative, certains des points ci-dessus n'affectent pas les résultats de la simulation.

Cependant, la création du modèle simulé le plus précis peut conduire à trouver l'outil de perçage optimal sans qu'il soit nécessaire de toujours effectuer des tests expérimentaux, et ainsi conduire à des économies financières. Afin d'améliorer la qualité des simulations et de mieux se rapprocher des valeurs réelles, les actions suivantes peuvent être effectuées :

- la réalisation de mesures expérimentales de la rugosité de surface des canaux de refroidissement. Puisque les fabricants eux-mêmes ne connaissent pas cette valeur, la recherche expérimentale serait bénéfique ;
- l'application d'un modèle thermique plus précis. En collaboration avec l'ENSAM Cluny, une étude a déjà été menée sur la prédiction et la simulation des températures générées lors du perçage dans le Ti-6Al-4V ;
- des tests expérimentaux pour mesurer les températures de perçage;
- la mesure expérimentale ou au moins calcul théorique de la viscosité du MWF;
- l'utilisation de déformation de solide en utilisant FEM. La version complète de STAR-CCM+ permet également la modélisation de la déformation de solides. Ainsi, il est possible de simuler la chaleur générée lors de l'opération d'usinage et le comportement du fluide directement dans un logiciel sans passer par des calculs supplémentaires. Alternativement, STAR-CCM+ peut être connecté à d'autres logiciels FEM, tels que Abaqus.

Le modèle MFN développé peut être utilisé pour simuler d'autres modèles avec une géométrie différente des canaux de refroidissement.

## **CONCLUSION**

Les objectifs de ce projet de fin d'études ont été atteints. La première partie du travail était une analyse théorique de sujets portant sur le processus du perçage, les calculs nécessaires pour estimer la chaleur générée lors de l'opération d'usinage, les propriétés spécifiques du titane et de son alliage Ti-6Al-4V, l'utilisation et les propriétés des fluides de coupe et de la mécanique des fluides et leur modélisation à l'aide de simulations MFN.

Dans la partie expérimentale de ce travail, des tests de durée de vie d'un nouveau foret prototype avec plusieurs canaux de refroidissement et un foret standard conçu pour le perçage de Ti-6Al-4V ont été réalisés dans des conditions de coupe sélectionnées comme une vitesse de coupe de 50 m/s et une avance par tour de 0.14 mm et un refroidissement de 7 % d'émulsions à une pression de 40 bar. Les tests ont également été utilisés pour obtenir des paramètres tels que l'épaisseur des copeaux, la longueur de contact outil-copeau, le rapport de compression et la mesure de l'évolution dans le temps des forces de coupe et de couple nécessaires au calcul de la chaleur transférée au foret.

La dernière partie du travail a porté sur les calculs et la création d'un modèle MFN de température imitant les conditions de l'expérience et dérivant le comportement du fluide dans des forets standard et prototype. Sur la base de ce modèle, des simulations supplémentaires ont été créées pour vérifier divers paramètres affectant le refroidissement tels que la position de l'embouchure du canal sur la face de dépouille du foret, une combinaison de différents diamètres de canal tout en maintenant la même surface de canal et des pressions d'entrée de

20 et 80 bar. Les résultats des simulations n'ont pas montré clairement une meilleure efficacité d'aucune des solutions étudiées. Cependant, ils ont fourni des conclusions qui pourraient être appliquées à d'autres études.

Les limites de ce travail ont été listées dans la discussion et des solutions pour les études futures ont été proposées. Sur la base de ces travaux, il est possible de simuler d'autres conceptions de géométrie des canaux de refroidissement, qui n'ont pas pu être vérifiées en raison de contraintes de temps.

## ABSTRACT

This project deals with the optimization of coolant channels of a new drill designed by SECO Tools for machining Ti-6Al-4V titanium alloy. The aim of this project is to optimise the diameter and position of coolant channels on the flank face to reduce the drill temperature thus the tool life.

The new drill is used to conduct drilling tests using conventional metal working fluid (soluble oil at 7% concentration) at a pressure of 40 bar. The obtained results are compared with those obtained using available standard drill from SECO Tools for drilling Ti-6Al-4V workpiece.

A CFD model of drilling is developed and simulated using STARCCM+ software. This model includes  $k-\omega$  SST turbulent flow model, and thermal loadings calculated based on the drilling tests. The simulated results for standard and prototype drills are compared regarding the flow rate, drill temperature, fluid velocity and heat transfer to the MWF. Subsequently, the model is used to determine the optimum coolant channels parameters.

## Key words

Drilling, Ti-6Al-4V, coolant channels optimization, CFD simulation

## BIBLIOGRAPHIC CITATION

HAVLÍKOVÁ, Hana. *Návrh a testování nového vrtacího nástroje s vnitřními kanálky*. Brno 2020. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/125613>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. 136 s., 10 příloh. Vedoucí diplomové práce prof. Ing. Miroslav Píška, CSc.

**DECLARATION**

I declare that this master's thesis **Design and testing of a new drilling tool with inner channels** is a presentation of my original research work and that I wrote it with the use of sources mentioned in the Bibliography section of this thesis.

-----  
Date

\_\_\_\_\_  
Bc. Hana Havlíková

## **ACKNOWLEDGMENTS**

I would like to gratefully thank prof. Ing. Miroslav Piška, CSc. for his guidance, valuable advices and remarks and for the opportunity to participate in the Industrial Engineering double degree program.

I would like to thank prof. Dr.-Ing. Habil. José Outeiro from ENSAM, for his help and valuable advices.

I am particularly grateful for the help and advices of Ing. Jakub Elcner, PhD from the Department of Mechanical Engineering, of Brno University of Technology (BUT). His willingness to give his time so generously has been very much appreciated.

Thanks belong also to Ing. François Auzenat, Ing. MSc. Stefan Frejd and Dr.-Ing. Rachid M'Saoubi from SECO Tools, for their time and help with working on this thesis, and all other employees from the company who helped me with the problems I had to solve.

Finally, I wish my thanks to my family and friends for their support and encouragement through my study.

**CONTENT**

ABSTRAKT .....	3
ABSTRACT.....	22
ABSTRACT.....	44
DECLARATION .....	45
ACKNOWLEDGMENTS .....	46
CONTENT.....	47
INTRODUCTION .....	49
1 Theoretical analysis .....	50
1.1 Company and context.....	50
1.2 Drilling .....	50
1.2.1 Drill geometry .....	51
1.2.2 Cutting mechanics.....	54
1.2.3 Chip compression ratio and tool-chip contact length .....	56
1.2.4 Drill temperature – measurement .....	60
1.2.5 Drill temperature – modelling.....	62
1.2.6 Tool wear and tool life.....	65
1.2.7 Tool materials .....	67
1.2.8 Blank fabrication.....	69
1.2.9 Metalworking fluid .....	70
1.2.10 Coolant channel geometry .....	75
1.3 Titanium alloys.....	77
1.4 Fluid mechanics .....	81
1.4.1 Flow rate .....	81
1.4.2 Flow regime .....	82
1.4.3 Computational Fluid Dynamics .....	84
1.4.4 Turbulent model.....	85
2 Experimentals tests .....	89
2.1 Purpose of the tests.....	89
2.2 Experimental setup and cutting conditions .....	89
2.2.1 Experimental setup .....	89
2.2.2 Drill geometry .....	90
2.2.3 Drill geometry .....	94
2.2.4 Work material and cutting parameters.....	95
2.3 Experimental results.....	95



2.3.1	Chip thickness.....	95
2.3.2	Tool-chip and tool-workpiece contact lengths.....	96
2.3.3	Thrust and torque.....	97
2.3.4	Tool wear tests.....	97
2.4	Preliminary study.....	99
3	CFD Simulations.....	101
3.1	Purpose of the simulations.....	101
3.2	CFD model of drilling.....	101
3.2.1	CFD model of drilling.....	102
3.2.2	Flow parameters.....	103
3.2.3	Heat flux.....	104
3.3	Selection of the values of the parameters to be investigated.....	107
3.3.1	Influence of coolant channel diameter.....	107
3.3.2	Coolant channel position.....	107
3.3.3	MWF (inlet) pressure.....	108
3.3.4	Simulated design table.....	109
3.4	Data extraction from the model.....	109
3.5	Simulated results.....	109
3.5.1	Results for the standard and prototype drills.....	109
3.5.2	Optimized coolant channel design for the prototype drill.....	114
4	DISCUSSION.....	120
	CONCLUSION.....	122
	BIBLIOGRAPHY.....	123
	LIST OF USED SYMBOLS AND ABBREVIATIONS.....	132
	LIST OF APPENDICES.....	136

## INTRODUCTION

Drilling is the most used hole-making operation. The investigation of the drilling operation is very difficult due to the complexity of physical phenomena [1]. Since it is a countersinking operation, monitoring the resulting temperatures also becomes an obstacle [2]. Many studies have been conducted to create temperature models and to predict temperatures generated by tool-material interaction [3–6].

Titanium alloy Ti-6Al-4V is one of the most widely used compounds in the aerospace industry due to its excellent combination of high specific strength (strength-density ratio), high temperature and corrosion resistances [7]. However, it is also classified as a difficult-to-cut material mainly due to its low thermal conductivity thus a significant amount of heat generated during machining is conducted to the cutting tool, affecting its life [8–10].

Therefore, to reduce the tool temperature it is recommended to apply metal working fluid (MWF) in machining Ti-6Al-4V titanium alloy. In the case of drilling, MWF is mainly supplied internally by means of cooling channels, since a better supply of cutting fluid to the desired area is achieved. Fluid supply has a direct effect on tool life and chip evacuation [11–14].

Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations are a suitable method for predicting the behaviour of the fluid during the machining process. It can be used to simulate the fluid flow in cutting, and subsequently to increase the tool life and to improve the surface integrity of components [15–18].

This thesis was performed in collaboration with the Swedish company SECO Tools, more precisely with its branches in Bourges, France and in Norrköping, Sweden, LaBoMap laboratory of Arts et Métiers Institute of Technology, France, and the Department of Mechanical Engineering of Brno University of Technology, Czech Republic.

The purpose of this project is to develop a new drill with optimized cooling channels which would lead to an improved cutting fluid application and subsequent increases of tool life in machining Ti-6Al-4V titanium alloy. The thesis is structured in four chapters and appendices. Chapter 1 introduces the company and the context of this work, followed by a presentation of the theoretical fundamentals used in this project (state of art). Chapter 2 presents the new drill conception designed by SECO. The drilling tests of standard enabled to obtain experimental values necessary for calculation of heat transfer. Chapter 3 presents the calculations of heat flux based on experimental results. A CFD model is created to predict the behaviour of MWF for standard and prototype drills and based on it different drill models are examined. Chapter 4 presents several limitations of the CFD model and proposes possible improvements for future works.

## 1 THEORETICAL ANALYSIS

This work results from a cooperation with company SECO Tools company. This chapter introduces the company itself and context of this work, followed by a presentation of the theoretical fundamentals used in this project (state of art).

### 1.1 Company and context

The SECO company is an international company existing since 1932, with significant position in the tool machining market. It is a world-class expert recognized for global solutions for turning, milling, holemaking and threading. The company is well-known for innovative solutions and technologies to maximize the productivity and profitability in every industrial sector. SECO collaborates actively with universities and industrial associations, follows new trends and develops solutions to satisfy the needs of customers in every industrial sector. Since 2012 the company has been part of Sandvik Machining Solutions, the Swedish Group being concerned in fabrication and selling of machining tools.

The internship took place in SECO Tools France SA, in Bourges and the fabrication and drilling tests were performed in SECO drilling centre in Norrköping, Sweden. Its objective is to improve the drill performance in machining titanium alloys by using CFD simulations to improve the MWF efficiency.



Fig. 1.1 Production site of SECO Tools in Bourges (France).

### 1.2 Drilling

The drilling is a machining operation used to produce holes in solid materials. The main movement is rotational, and it is commonly executed by a tool (a drill). The axe of the drill is usually perpendicular to machined surface on which the drill enters the material. The feed in direction of its axe, is performed by a drill.

The characteristic of holemaking tools is that the cutting speed is maximal on the perimeter and in the direction from periphery to the centre it diminishes thus the cutting speed in the centre is null.

The values of cutting speed  $v_c$  and cutting feed  $v_f$  are calculated according to equations (1.1) and (1.2) [72]:

$$v_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} [\text{m} \cdot \text{min}^{-1}] \quad (1.1)$$

$$v_f = f \cdot n [\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}] \quad (1.2)$$

where:  $D$  [mm] - drill diameter,  
 $n$  [rpm] - rotational speed,  
 $f$  [mm] - feed per revolution.

Lopez de Lacalle et al. [73] accounted that the drilling operation takes about 25 % of overall machining time.

The drilling time is calculated using the following equations:

$$t_{AS} = \frac{L}{v_f} [\text{s}] \quad (1.3)$$

where:  $L$  [mm] - hole depth.

### 1.2.1 Drill geometry

The cutting tool geometry is defined by the standard ISO 3002-1 [19]. The tool is specified by several angles which are defined in different planes.

The drill geometry is extremely complex with often curvilinear cutting edges whose angles vary along with it. Hence their definition became more complicated than a single point cutting tool. The Fig. 1.2 resumes the planes and the angles which are possible to define on the drill.

The tool-in-hand system is defined by six planes:

- tool reference plane  $P_r$ : going through the selected point on the cutting edge and perpendicular to the assumed direction of primary motion;
- assumed working plane  $P_f$ : going through the selected point on the cutting edge, perpendicular to the tool reference plane  $P_r$  and parallel to assumed direction of feed motion;
- tool back plane  $P_p$ : going through the selected point on the cutting edge and perpendicular both to the reference plane  $P_r$  and to the assumed working plane  $P_f$ ;
- tool cutting edge plane  $P_s$ : tangential to the cutting edge at the selected point and perpendicular to the reference plane  $P_r$ ;
- cutting edge normal plane  $P_n$ : perpendicular to the cutting edge at the selected point;

- tool orthogonal plane  $P_o$ : going through the selected point on the cutting edge and perpendicular both to the reference plane  $P_r$  and to the cutting edge plane  $P_s$ .

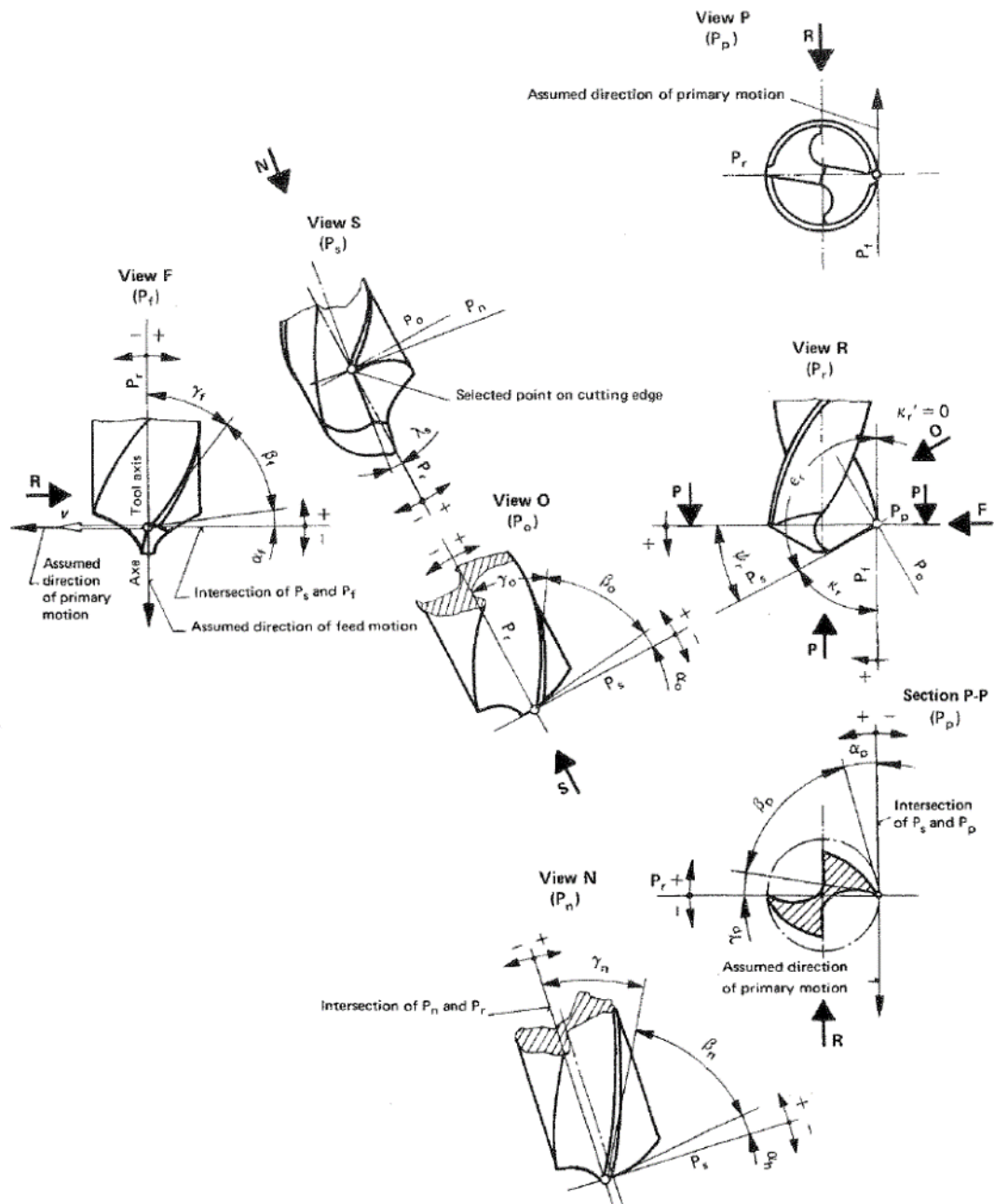


Fig. 1.2 Geometrical settings of a drill according to ISO 3002-1 [19].

Active tool faces are set up in every plane  $i$ , following three angles:

- clearance angle  $\alpha_i$ : measured between the flank  $A_\alpha$  and the tool cutting edge plane  $P_s$ ;
- wedge angle  $\beta_i$ : measured between the face  $A_\gamma$  and the flank  $A_\alpha$ ;
- rake angle  $\gamma_i$ : measured between the face  $A_\gamma$  and the tool reference plane  $P_r$ .

The cutting tool is placed according to two angles:

- tool cutting edge angle  $\kappa_r$ : angle between the tool cutting edge plane  $P_s$  and the assumed working plane  $P_f$ , measured in the tool reference plane  $P_r$ ;
- tool cutting edge inclination  $\lambda_s$ : angle between the cutting edge and the tool reference plane  $P_r$ , measured in the tool cutting edge plane  $P_s$ .

Several possibilities how the drills are classified exist based on their construction, shank configuration, length-to-diameter ratio, force balance, number of flutes, MWF supply or function and application [13].

The mostly used drill in the industry is the twist drill with two helical flutes [74]. Example of its geometry is in Fig. 1.3 and it gives basic terms used in drill geometry terminology.

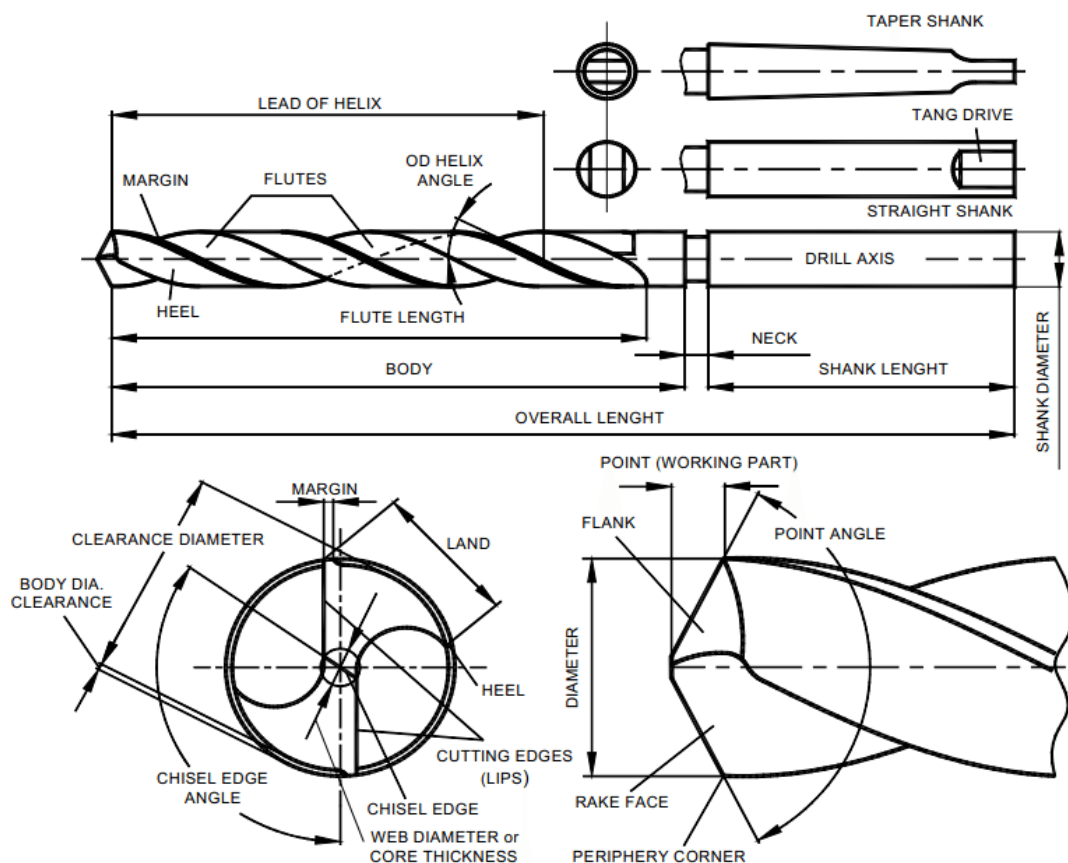


Fig. 1.3 Specification and illustration of twist drill [25].

The cutting tool geometry is of prime importance because it affects directly the chip control, the productivity of machining, the tool life, the direction and magnitude of the cutting force and quality of machining [20].

According to summary in [9] tool suppliers and the literature propose several recommendations concerning the tool geometry when drilling titanium and its alloys:

- the sharpened cutting edge to reduce the formation of the built up edge (BUE);
- the clearance angle of  $10^\circ$  to reduce flank wear et heating;

- the rake angle with positive value to simplify chip flow, but inferior to  $30^\circ$  to avoid cutting edge collapse;
- the chisel edge refinement for better penetration into the material;
- the point angle between  $130^\circ$  to  $135^\circ$  against classic  $118^\circ$ ;
- the narrower drill margin with back taper of 0.24% due to high elastic springback.

Abele and Fujara [75] proposed a simulation-based model to find an optimized drill design based on stiffness and strength, torque and thrust force, flow resistance, chip evacuation capability and chip fluid grindability.

### 1.2.2 Cutting mechanics

Astakhov [13] defines metal cutting as a forming process, where the external energy is applied to deform the work material until the separation of the layer being removed to form the chip. This separation occurs due to the fracture of the work material. First, the tool become in contact with the workpiece and compresses it progressively as the tool moves forward, until reach the fracture strain of the work material. At this moment the layer being removed is separated from the workpiece to form the chip. Three zones are highlighted (see Fig. 1.4) [21, 22]:

- primary deformation zone: area of strong plastic deformation of uncut material. The zone starts from the tip of the tool to the free edge of the workpiece according to the shear angle;
- secondary deformation zone: contact area between the tool and leaving chip. Zone of high friction responsible for rake wear  $KT$ ;
- tertiary deformation zone: friction area between the flank face and the machined surface due to elastic response of the workpiece material. Zone responsible for flank wear  $VB$ ;

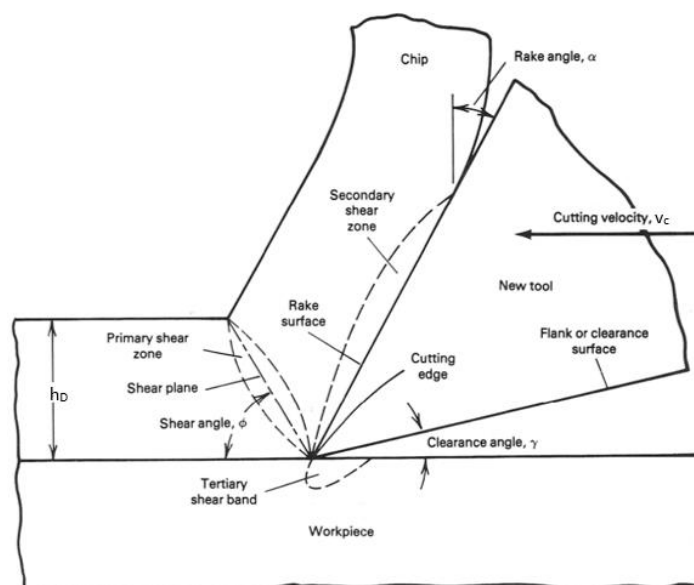


Fig. 1.4 Chip formation in orthogonal cutting [76].

In these zones thermo-mechanical phenomena occur and they enable the heat transfer between the chip, the tool and workpiece.

For single point cutting tool in metal cutting theory all the operations can be divided into two general cases, called orthogonal and oblique cutting. They are illustrated in Fig. 1.5.

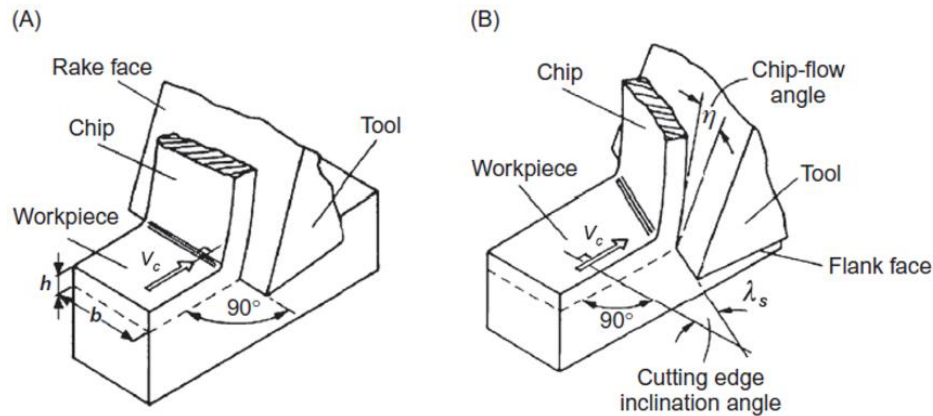


Fig. 1.5 Geometries of (A) orthogonal and (B) oblique cutting processes with straight cutting edge [23].

The main difference between orthogonal and oblique cutting is the orientation of the tool cutting edge in relation to the primary motion (cutting speed) [23]. In orthogonal cutting, cutting edge is perpendicular to the direction of primary motion, whereas in the oblique cutting, the cutting edge creates an angle with the direction of the primary motion, called the inclination angle  $\lambda_s$ .

Furthermore, the orthogonal cutting can be mostly considered as 2D process and only two components of force, cutting force and thrust, are considered. On the other side, the oblique cutting is a 3D process, and three components of force, cutting force, thrust force and radial force, are considered.

Besides, in orthogonal cutting, the chips flow over the tool in a direction normal to the cutting edge, while in oblique cutting the chips flow along the sideways created the so called chip-flow angle  $\eta$ . According to Stabler [24], the value of the inclination angle and chip-flow angle are very close.

The velocity of the chip is different from the cutting speed and for orthogonal cutting is calculated as [77]:

$$v_{chip} = v_c \frac{\cos \lambda_s \sin \phi_n}{\cos \eta \cos(\phi_n - \gamma_n)} \text{ [m. min}^{-1}\text{]} \quad (1.4)$$

where:  $v_c$  [m.min<sup>-1</sup>] - cutting speed,  
 $\lambda_s$  [°] - inclination angle,  
 $\eta$  [°] - chip-flow angle,  
 $\phi_n$  [°] - normal shear angle,  
 $\gamma_n$  [°] - normal rake angle.



Drilling is classified as an oblique cutting. However, the mechanics of oblique cutting is more difficult to be described, thus the equations for orthogonal cutting are often used in calculations.

Shamoto and Altintas [78] propose a predictive model for shear angle for oblique cutting (see Fig. 1.6). It is an iterative model with five unknowns: normal angle of resultant cutting force direction  $\theta_n$ , oblique angle of resultant cutting force direction  $\theta_i$ , normal shear angle  $\phi_n$ , oblique shear angle  $\phi_i$  and chip flow angle  $\eta$ . Initial value of chip flow angle is equal to the inclination angle according to Stabler's rule.

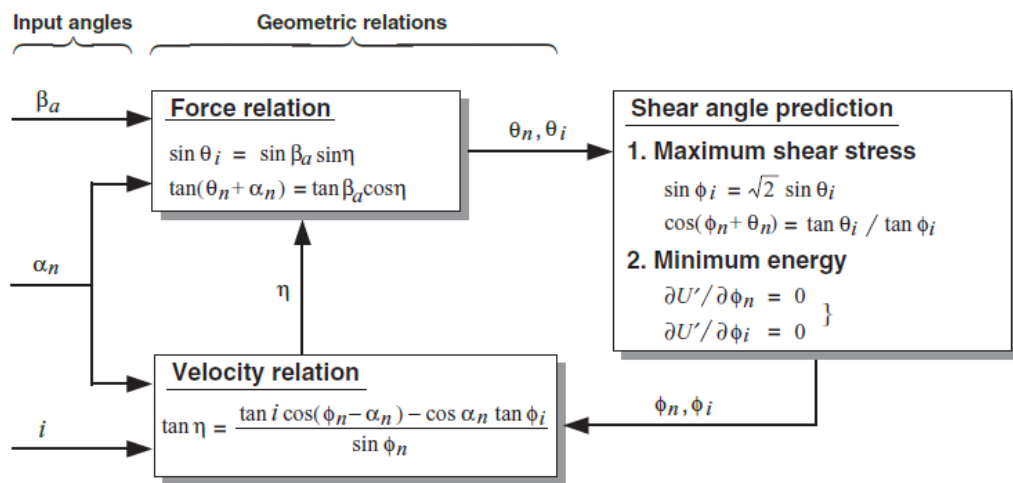


Fig. 1.6 Predictive shear model for oblique cutting [78].

Afterwards Lazoglu et al. [6] propose the equation for chip velocity for oblique cutting given by:

$$v_{chip} = v_c \frac{\sin \lambda_s \sin \phi_n \sec \eta}{\tan \phi_i \cos \gamma_n + \sin \phi_n \tan \eta} \quad [\text{m} \cdot \text{min}^{-1}] \quad (1.5)$$

### 1.2.3 Chip compression ratio and tool-chip contact length

Chip compression ratio ( $\Lambda$  or CCR) is the ratio between the chip thickness and the uncut chip thickness, and can be calculated using equation (1.6) [29]. Its representation is shown in Fig. 1.7.

$$\Lambda = \frac{h_{Dc}}{h_D} \quad [-] \quad (1.6)$$

where:  $h_{Dc}$  [mm] - chip thickness,  
 $h_D$  [mm] - uncut chip thickness.

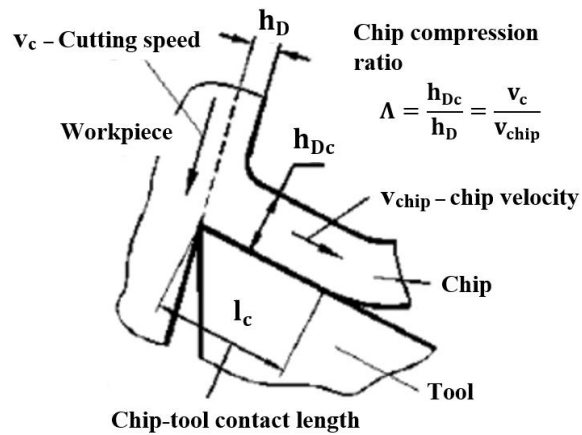


Fig. 1.7 Chip compression ratio [25].

The chip compression ratio is quantitative measure of plastic deformation of the work material in cutting. It is strongly influenced by the cutting regime parameters (cutting speed, feed, depth of cut) and tool geometry (see Fig. 1.8). According to the conservation of the volume in plastic deformation, the volume of the chip will not change. However, its length and thickness are modified.

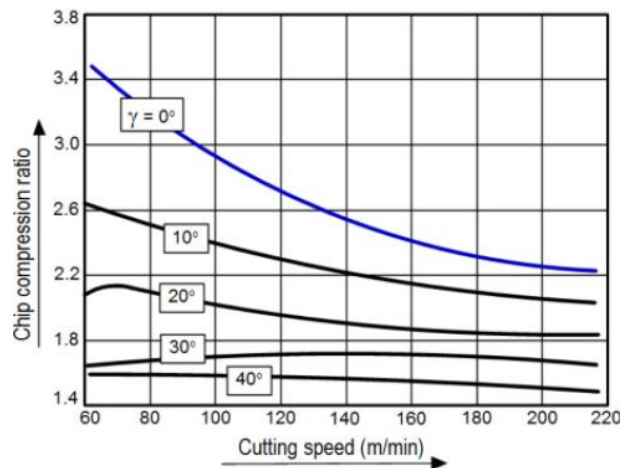


Fig. 1.8 Influence of rake angle on CCR during manufacturing 2 AISI steel 4130 [25].

The CCR allows to directly estimate (i) the power spent on plastic deformation, (ii) the tool-chip contact length, and (iii) the chip velocity (the cutting speed divided by CCR) [25].

The inverse of the CCR is the chip ratio,  $r_c$ , given by equation (1.7). Chip ratio is used to calculate the shear angle in orthogonal cutting [27] (see equation (1.8)).

$$r_c = \frac{h_D}{h_{Dc}} \quad [-] \quad (1.7)$$

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma_n}{1 - r_c \sin \gamma_n} \quad [^\circ] \quad (1.8)$$

The tool-chip interface determines the major tribological conditions such as temperature, stresses, tool wear, etc. The tool-chip contact length of the contact between the chip and the tool measured in the tool rake face, in direction of the chip flow. Reducing the tool-chip contact length, reduces the friction force at this interface, resulting in lower contact temperature.

Friedman and Lenz [28] summarized the influence of tool-chip contact length on the cutting process. When the tool-chip contact length is decreasing, the cutting forces, average value of friction coefficient on the tool rake face, average contact temperature and the width of wear land are decreasing too. On the other side, the CCR and the shear angle are increasing. The authors also showed that the tool-chip contact length decreases with increasing cutting speed, tool rake and tool cutting edge angles, and it increases with the feed. It also depends on the tool and workpiece materials, and MWF.

Tool-chip contact length is often measured by microscopic examination of the wear traces left by the chip on the tool rake face. However, these procedure may not represent exactly the real tool-chip contact length [28].

Several researchers proposed different equations to estimate the tool-chip contact length based on experimental observation. However, as it was already mentioned above the tool-chip contact length is influenced by work material, thus those equations are valuable only under certain circumstances. Fatima and Mativenga [30] created a summary of existing equations available in the literature to calculate the tool-chip contact length (see Tab. 1.1). Chengzu et al. [29] used existing equations available in the literature to calculate the tool-chip contact length in orthogonal cutting of Ti-6Al-4V alloy. However, after comparing the predict tool-chip contact lengths with those obtained experimentally, they modified these equations by considering the degree of segmentation (see Fig. 1.9).

Original model	Proposed model without $G_s$	Modified model considering $G_s$
Lee and Shaffer	$L_c = \frac{1.215h_t}{\sin \theta \sin(45^\circ + \theta - \alpha)}$ (Model 1)	$L_c = \frac{1.759h_t \cdot G_s^{0.292}}{\sin \theta \sin(45^\circ + \theta - \alpha)}$ (Model M1)
Poletika	$L_c = h_t(-0.16\lambda + 2.027)$ (Model 2)	$L_c = h_t(2.014\lambda + 0.363)G_s^{0.31}$ (Model M2)
Abuladze	$L_c = 0.872h_t[\lambda(1 - \tan \alpha) + \sec \alpha]$ (Model 3)	$L_c = 1.244h_t[\lambda(1 - \tan \alpha) + \sec \alpha]G_s^{0.281}$ (Model M3)

Fig. 1.9 Proposed tool-chip contact length models with optimized constant [29].

Lazoglu and Islam [4] proposed an equation to calculate the tool-chip contact length in oblique cutting, which is given by:

$$l_c = \frac{h_{DC} \sec \eta \sin(\phi_n + \theta_n)}{\sin \phi_n (\cos \gamma_n \cos \theta_n - \sin \gamma_n \sin \theta_n)} \text{ [mm]} \quad (1.9)$$

where:  $\eta$  [°] - chip flow angle,  
 $\phi_n$  [°] - normal shear angle,  
 $\theta_n$  [°] - resultant cutting force direction normal angle.

Tab. 1.1 Contact length prediction models [30].

Researcher	Year	Conditions (workpiece, $V_c$ , m/min range)	Contact length model	Modelling approach
Lee and Shaffer	1951	Mild steel (not specified)	$L_c = \frac{t_1 \sqrt{2}}{\sin \phi \sin (45^\circ + \phi - \alpha)}$	Slip line theory
Hahn	1953	<sup>a</sup>	$L_c = mt_1 \frac{\sin(\psi - \alpha + \phi)}{\sin \phi \cos \psi}$	Analytical
Klushin	1960	<sup>a</sup>	$L_c = m \frac{t_1 \cos \psi}{\sin \phi \sin(\psi - \alpha + \phi)}$	Analytical
Abuladze	1962	<sup>a</sup>	$L_c = 2t_1 [\lambda (1 - \tan \alpha) + \sec \alpha]$	Analytical
Rubenstein	1965	<sup>a</sup>	$L_c = mt_1 \frac{\sin(\psi - \alpha + \phi)}{\sin \phi \cos \psi}$	Analytical
Zorev	1966	Different grades of steel	$L_c = mt_2 [\tan \psi + \tan(\phi - \alpha)]$	Analytical
Boothroyd and Bailey	1966	<sup>a</sup>	$L_c = \frac{t_1 \cos(\phi - \alpha) \cos(\psi - \alpha) + 2 \sin(\psi - \alpha)}{\sin \phi [2(\cos \psi \cos \alpha) + \sin(\psi - \alpha)]}$	Analytical
Poletika	1969	Iron, steel, copper, bronze	$L_c = t_1 (2.05\lambda - 0.55)$	Dimensional analysis
Kato et al.	1972	Aluminium, copper, zinc, tin-lead alloy (50), Al 6061 (1000)	$L_c = 2t_2$	Empirical
Tay et al.	1976	S1016 steel	$L_c = \frac{t_1 \sin \theta}{\cos(\theta + \alpha - \phi) \sin \phi}$	Analytical
Vinogradov	1985	<sup>a</sup>	$L_c = \frac{t_1 \sin \theta}{\sin \phi \sin(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha)}$	Analytical
Oxley	1980	Low carbon steel 0.16% C (6–60)	$L_c = \frac{t_1 \sin \theta}{\cos \alpha \sin \phi} \left\{ 1 + \frac{nC}{3 \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \phi \right) - nC \right]} \right\}$	Analytical
Zhang et al.	1991	AISI 1045 (300)	$L_c = 8.677 \times 10^{-5} \rho^{0.515} V_c^{-0.065} (90^\circ - \alpha)^{0.733}$	Slip line theory
Gad et al.	1992	S1214 steel	$L_c = 57.5 \rho^{0.671} (90 + \alpha)^{-1.69} e^{-0.0087 \alpha}$	Statistical (least-squares deviation method)
Stephenson et al.	1997	AISI 1018 (82) Al 2024	$L_c = 0.485 + 0.00280 V_c$ $L_c = 2.421 V_c^{-0.294}$	Empirical curve fitting
Marinov	1999	AISI 1018 (291)	$L_c = 1.61 t_2 - 0.28 t_1$	Dimensional analysis
Toropov and Ko	2003	Aluminium (A6061), copper, carbon steel (SM45C), stainless steel (STS304)	$L_c = 1.61 t_2 - 0.28 t_1$	Slip line theory and empirically validate
Sutter	2005	X C 18 (3600)	$L_c = 1.92 t_2 - 0.09 t_1$	Dimensional analysis (ballistic experiment)
Wang and Zhu	2006	Steel (experimental)	$L_c = h(1 + ny) + (1 + ny) \sqrt{(x+y)^2 + (x-y)^2}$	Slip line theory
Woon et al.	2008	Steel (simulation)	$L_c = 1.25 t_2 + 0.61 t_1$	Dimensional analysis (micro-machining)
Iqbal et al.	2009	AISI 1045 steel Ti6Al4V alloy	$L_c = 1.07 t_2 + 0.59 t_1$ $L_c = 1.56 t_2 + 0.09 t_1$ $L_c = 1.15 t_2 + 0.70 t_1$	Dimensional analysis
Germain et al.	2010	Copper	$L_c = t_2 - \alpha x + b$	Empirical

$L_c$ : contact length;  $t_1$ : undeformed chip thickness;  $t_2$ : chip thickness;  $\lambda$ : chip compression ratio;  $\alpha$ : rake angle;  $\phi$ : shear angle;  $\psi$ : friction angle;  $V_c$ : cutting velocity;  $\theta$ : inclination of resultant cutting force to shear plane;  $h$ : land length of the tool;  $n$ : strain hardening index;  $m$ ,  $C$ : material constants;  $y$ : shear strain;  $a$ ,  $b$ : empirical constants;  $x$ ,  $y$ : Cartesian coordinates.

<sup>a</sup>Information not available.

### 1.2.4 Drill temperature – measurement

In metal cutting procedure the temperature is a factor having a great influence on tool life and machined surface integrity. The high temperature increases tool wear and deteriorates the surface integrity. Therefore, it is important to measure and control the temperature in machining.

However, the exact temperature measurement remains complicated and even when the coolant is used many measurement methods are not possible to apply. Davies *et al* [2] created a list of common methods used for temperature measurement according to different machining operations (turning, milling or drilling). Frequently used methods are:

1. resistance method,
2. thermocouples,
3. spectral radiation thermometry,
4. thermophysical processes.

Different parameters of those methods are summarised in Fig. 1.10.

		Method					
		RTD	Thermo-couple	Dynamic Thermo-couple	Single-Color Pyrometer	Two-Color Pyrometer	Thermo-physical
Properties	Temperature Range	Metal Melting	0°C-3000°C	Work Melting	20°C-5000°C+	0°C-5000°C+	$T_{trans}$
	Spatial Resolution	500 $\mu\text{m}$	>500 $\mu\text{m}$ *10 $\mu\text{m}$	Interface Average	5 $\mu\text{m}$ (T dependent)	20 $\mu\text{m}$	100 $\mu\text{m}$
	Time Resolution	2 ms	100 ms	-	ms to $\mu\text{s}$	ms to $\mu\text{s}$	Poor
	Ease of set up	Easy	Easy	Easy	Difficult	Difficult	Easy-Medium
	Dominant Uncertainty	Material Damage	Junctions	Junction Control	Emissivity	Gray Body Assumption	
	Cost	Low-Medium	Low	Low	Medium-High	Medium	Low

Fig. 1.10 Comparison of frequently used methods for temperature measurement in cutting [2].

The temperature measurement is particularly difficult during drilling because it is a countersinking operation thus external measurement methods are limited and because the tool is rotating. For this reason, different types and positions of thermocouples are often used. The thermocouple is usually inserted into the cutting tool close to the cutting edge (see Fig. 1.11). However, because of the thermocouple connections to measurement software it is not possible that the tool is rotation. For this reason Outeiro *et al.* [32] proposed an experimental setup where the tool is static and fixed to the table of CNC milling machine, while the workpiece is clamped to the spindle, thus rotating and moving in -z direction to generate the feed motion.

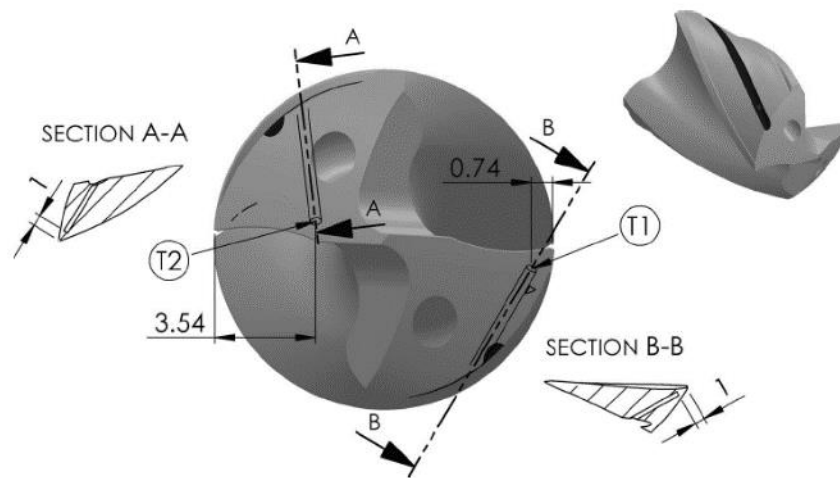


Fig. 1.11 Drill instrumentation with thermocouples for temperature measurements. T1 and T2 show the location of thermocouples [32].

Lazoglu *et al.* [6] proposed a new temperature measurement device, named Rotary Tool Temperature (RTT), which allows to measure the temperatures in the drill using thermocouples connected wirelessly to the acquisition systems (Fig. 1.12).

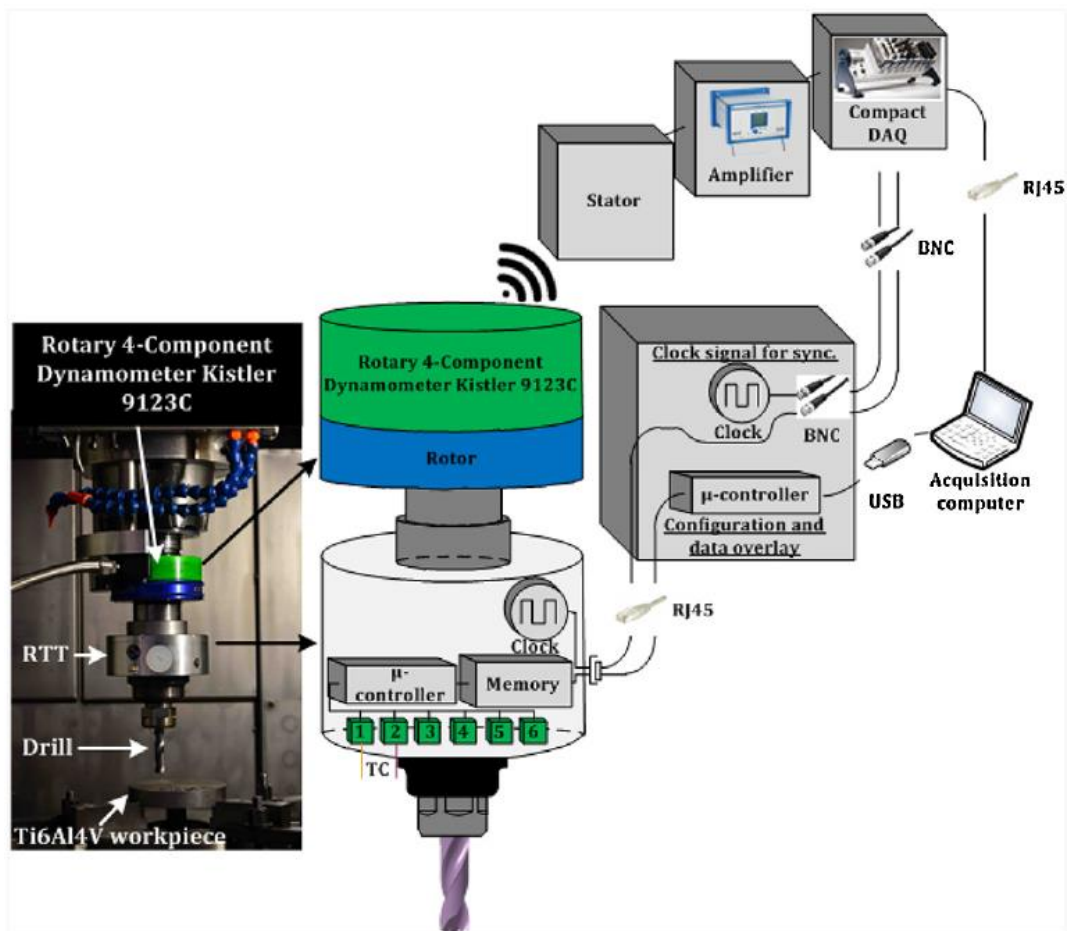


Fig. 1.12 Experimental set up and scheme of temperature acquisition using RTT [6].



Beno and Hulling [33] used fibre optics connected to two colour pyrometers to measure the temperature in drilling of Ti-6Al-4V. The fibre optics are placed inside the workpiece, parallel to the drill axis and its position relative to the cutting edge of the tool is kept constant (Fig. 1.13). They measured a temperature rate from 550 to 600 °C for cutting a speed of 60 m/min and the feed per revolution of 0.05 mm.

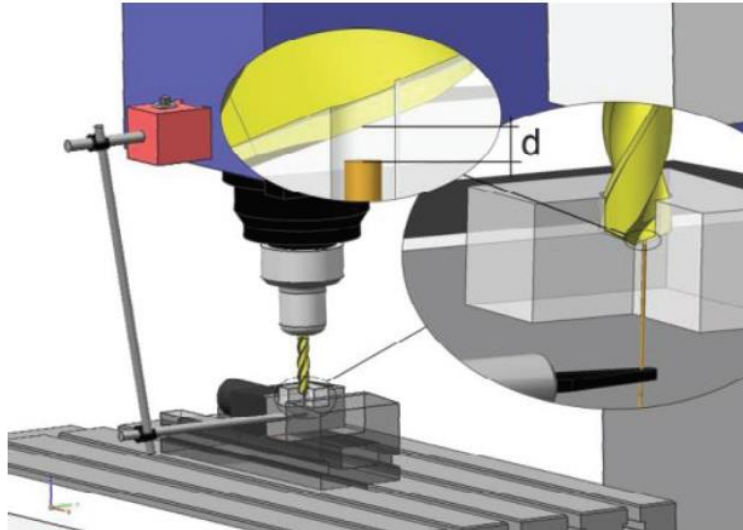


Fig. 1.13 Schematic experimental setup for maintaining constant distance ( $d$ ) between the drill and the fibre optic [33].

The disadvantage of these methods is that the temperature is measured only in one point of the tool, so it is not possible to obtain the full temperature distribution in the drill, at least not in a single measurement.

### 1.2.5 Drill temperature – modelling

As mentioned above, the temperature measurement during machining is not a simple and straightforward process. Moreover, it is difficult to access to the full temperature distribution in drilling. Therefore, several researchers try to predict the temperature using analytical and numerical methods.

Kuzu *et al.* [5] proposed a model for predicting the heat transfer to the workpiece in dry drilling of compacted graphite iron (CGI). Lately, an experiment with the same material and cutting conditions was performed using minimum quantity lubrication (MQL) [34].

Li and Shih [35] proposed a numerical model to predict the temperature in drilling titanium alloy. The cutting tool edge is discretized in the so called elementary cutting tools (ECT) (Fig. 1.14a), to simplify the calculation of the heat flux due to complex cutting edge geometry and varying cutting speed. They used the oblique cutting model (Fig. 1.14b) to predict the heat flux to the tool.

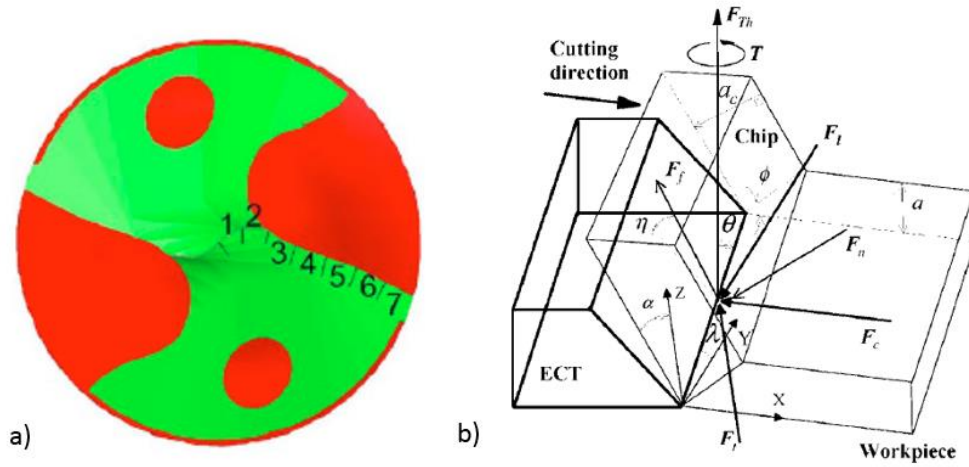


Fig. 1.14 ECT a) tool distribution and b) oblique cutting model [35].

Torque  $T$  and thrust force  $F_{Th}$  are obtained from experimental tests. Based on the torque and feed force the forces  $F_c$ ,  $F_t$  and  $F_l$  are calculated, using the following equations:

$$F_c = \frac{T}{r} \text{ [N]} \quad (1.10)$$

$$F_{Th} = -F_l \frac{\cos \theta}{\cos \lambda_s} + F_t \frac{\sqrt{\cos^2 \lambda_s - \cos^2 \theta}}{\cos \lambda_s} \text{ [N]} \quad (1.11)$$

The resultant force on every ECT is decomposed in the normal force  $F_n$  and the friction force  $F_{fr}$  determined in the direction of chip flow. Because the resultant force lies in the plane defined by  $F_n$  and  $F_{fr}$ ,  $F_l$  is related to  $F_c$  and  $F_t$  by:

$$F_l = \frac{F_c (\sin \lambda_s - \cos \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta) - F_t \cos \gamma_n \tan \eta}{\sin \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta + \cos \lambda_s} \text{ [N]} \quad (1.12)$$

$F_c$ ,  $F_l$  and  $F_t$  are related with  $F_n$  and  $F_{fr}$  by:

$$\begin{Bmatrix} F_l \\ F_c \\ F_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \lambda_s & \sin \lambda_s & 0 \\ \sin \lambda_s & \cos \lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 \\ 0 & \sin \gamma_n & \cos \gamma_n \\ 0 & \cos \gamma_n & -\sin \gamma_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & \sin \eta \\ 0 & \cos \eta \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_n \\ F_{fr} \end{Bmatrix} \quad (1.13)$$

$F_t$  is solved by substituting Eq. (1.11) into (1.12):

$$F_t = \frac{F_{Th} (\sin \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta + \cos \lambda_s) \cos \lambda_s + F_c (\sin \lambda_s - \cos \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta) \cos \theta}{\sqrt{\cos^2 \lambda_s - \cos^2 \theta} \cdot (\sin \lambda_s \sin \gamma_n \tan \eta + \cos \lambda_s) + \cos \gamma_n \tan \eta \cos \theta} \text{ [N]} \quad (1.14)$$



From Eq. (1.13),  $F_{fr}$  is calculated as:

$$F_{fr} = \frac{(\cos \gamma_n \cos \lambda_s)F_t + \sin \gamma_n F_c}{\cos \lambda_s \cos \eta + \sin \gamma_n \sin \lambda_s \sin \eta} \text{ [N]} \quad (1.15)$$

The heat generated by friction is given by:

$$Q_f = F_{fr} \cdot v_{chip} \text{ [W]} \quad (1.16)$$

The term of heat partition factor  $K$  is used to determine the ratio of heat transferred to the tool.

$$K = 1 - \left( 1 + 0.45 \frac{k_t}{k_w} \sqrt{\frac{\pi d_w}{v_c l_c}} \right)^{-1} \text{ [-]} \quad (1.17)$$

where:  $d_w$  [m<sup>2</sup>.s] - workpiece diffusivity,  
 $k_t$  [W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>] - workpiece thermal conductivity,  
 $k_w$  [W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>] - tool thermal conductivity,  
 $l_c$  [m] - tool-chip contact length,  
 $v_c$  [m.s<sup>-1</sup>] - cutting velocity.

Both thermal conductivity and diffusivity are parameters depending on the temperature.

Finally, the heat flux to the tool is calculated as:

$$q = \frac{Q_f \cdot K}{l_c \cdot l} = \frac{Q_f \cdot K}{A_e} \text{ [W.m}^{-2}\text{]} \quad (1.18)$$

where:  $l$  [m] - cutting edge length,  
 $A_e$  [m<sup>2</sup>] - effective area of contact.

Kumar *et al.* [36] used the similar procedure to predict the temperature during dry drilling of Ti-6Al-4V. However, the considered heat is generated in primary, secondary and tertiary cutting zones. The maximum temperature observed at cutting edge was 604.2 °C at a cutting speed of 35 m/min and at a feed per revolution of 0.051 mm. The trends pointed show (Fig. 1.15):

- the frictional heat partition factor is higher close to the chisel edge, and decreases when moving to the drill periphery;
- the average heat partition factor increases with the cutting speed.

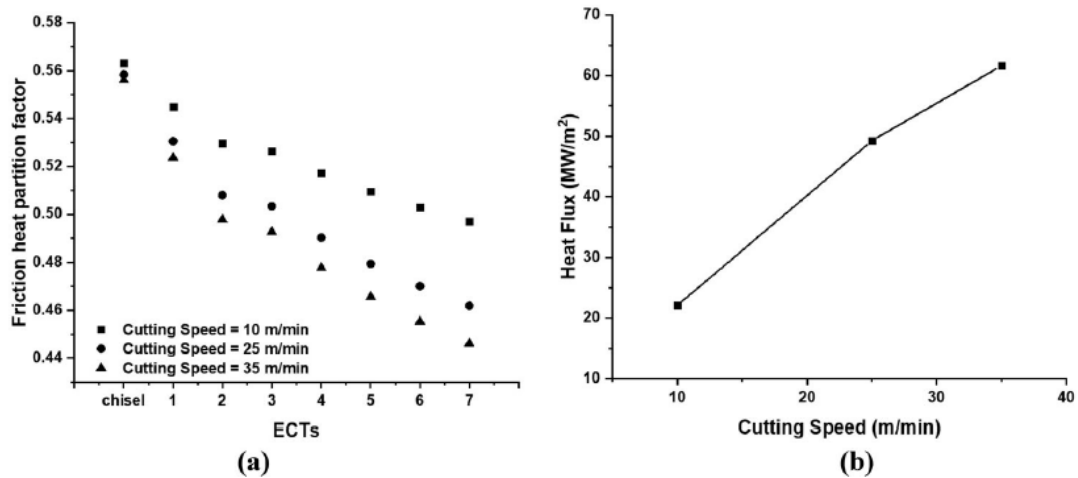


Fig. 1.15 a) Frictional heat partition factor and b) average heat flux for different cutting speed [36].

Bono and Ni [37] proposed a model for drilling of aluminium alloy using HSS drill. They showed that the maximum temperature is located on the chisel edge. Lazoglu *et al.* [6] proposed model for predicting the temperature in dry drilling of Ti-6Al-4V. The simulated temperatures are in good agreement with those measured and the maximum temperature is located in the region of the drill periphery (margins). Li *et al.* [3] suggested that the minimum drill temperature is achieved by lower cutting speed and higher feed. Zeilmann and Weingaertner [38] show that during drilling of Ti-6Al-4V under MQL conditions a lower temperature is achieved when using internal cool cooling drill channels, rather than using of external nozzle.

### 1.2.6 Tool wear and tool life

Process conditions are selected to achieve maximum productivity and economy, and simultaneously a longer tool life as possible. Tool wear also influence significantly the hole quality. The tool wear is closely correlated with the contact temperatures and stresses at the tool-chip and tool-workpiece interfaces.

There are two principal types of tool wear (Fig. 1.16):

- crater wear, which produces a crater on the tool rake face at the tool-chip contact area where the high temperatures are occurring due to the friction force of the moving chip against the tool rake face. The crater depth is noted  $K_T$ ;
- flank wear, which results in the formation of a flank wear land. Its width is indicated by  $VB$ . It is caused primarily by friction between the flank face of the tool and the machined surface.

The main wear mechanisms are the adhesion and abrasion, but diffusion wear can also exist, especially in machining titanium alloys.

The flank wear is typical used as tool-life criterion with a value  $VB=0.3$  mm [39]. A typical tool life curve is shown in Fig. 1.17. It is obvious that the cutting speed has a significant influence on tool life.

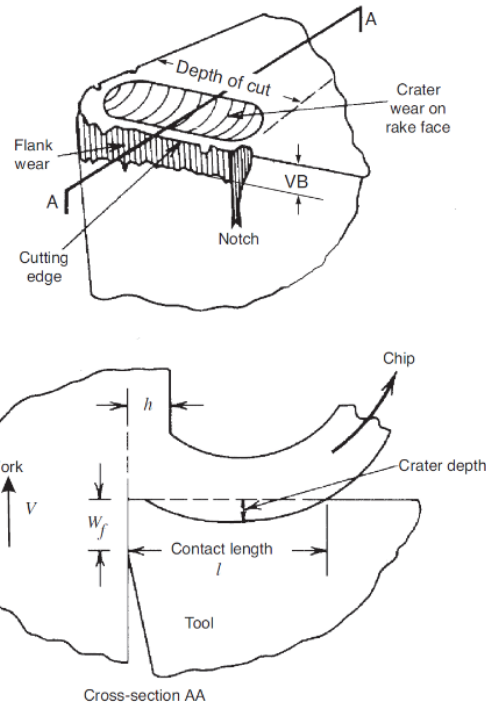


Fig. 1.16 Crater and flank wear [26].

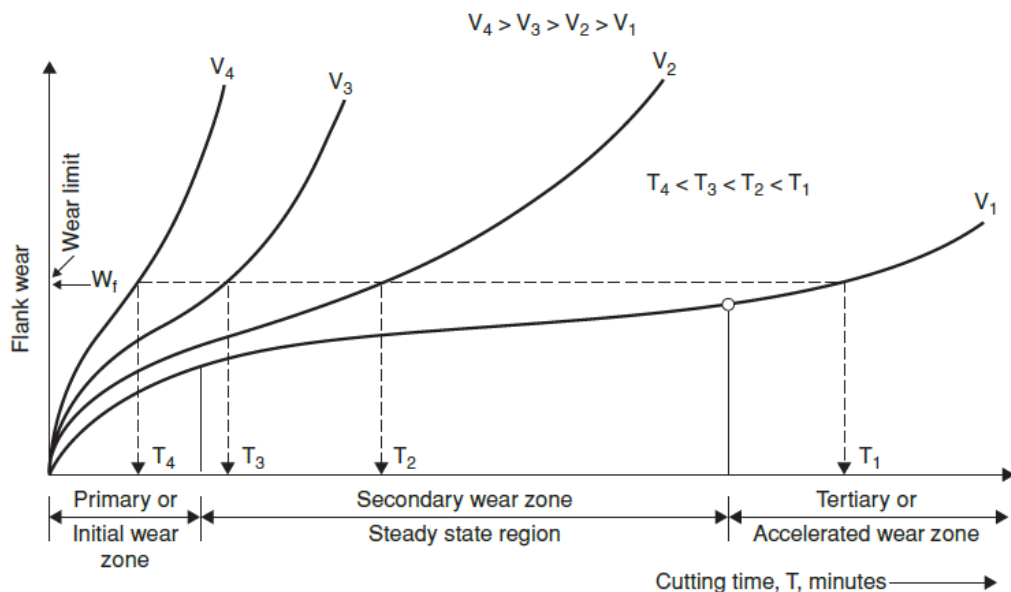


Fig. 1.17 Tool life (T) curves: variation of flank wear land (VB) with time at different cutting speeds (V) [26].

The weakest point of all drills is the excessive wear of drills' corners. The maximum wear is normally located at the drill margins and at the flank face adjacent to the drill corners. The prime reason for such a location of maximum wear is the maximum temperature commonly found in the corner region, due to (1) the maximum cutting speed found in the drill periphery, and (2) the greater volume of material removed by the part of the cutting edge adjacent to the drill periphery when compared to the other regions of the major cutting and chisel edge [13].

### 1.2.7 Tool materials

Several factors influence the selection of the cutting tool for a specific operation: (i) type of operation (finishing vs roughing), (ii) work material, (iii) material removal rate, (iv) surface finishing, part geometry and tolerances, (v) machine capabilities and limitations and (vi) cutting regime parameters (cutting speed, feed, depth of cut, etc.) [79]. Two main physical properties influencing the selection of the tool material are:

- hardness: defined as the resistance against penetration to the material. The hardness directly affects the wear resistance;
- toughness: defined as ability of a material to absorb energy before cracking.

In general, it is not possible to have a tool material simultaneously harder and tough. Maximizing of one these properties leads to lowering the other. Thus, the tool materials are often classified in function of their hardness and toughness (Fig. 1.18).

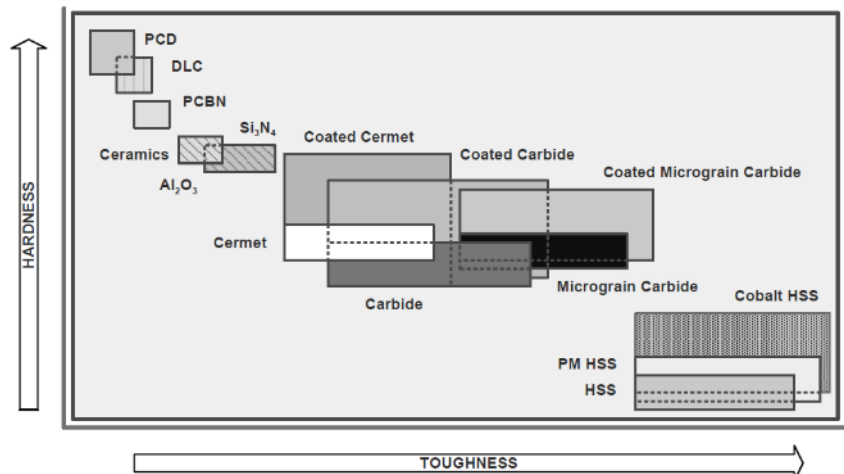


Fig. 1.18 Classification of the tool materials in function of the hardness and toughness [20].

Cemented carbides are one of five most important groups of material, besides ceramics, polycrystalline cubic boron nitrides (PCBN), polycrystalline diamonds (PCD) and solid or thick film diamond (SFD or TFD) [20]. The classification of machining operations suitable for a given material is presented in Fig. 1.19.

In cemented carbides, different types of carbides are bound or cemented together by a ductile metal binder, usually cobalt or nickel. The most used cemented carbides are tungsten carbides, however also different types exist for example titanium carbides. Certain material properties such as thermal conductivity are affected by size grain and percentage of Co [80]. The commercially used percentage of cobalt range between 3 to 20% and the size of carbide particle range between 0.8 to 4  $\mu\text{m}$  [20]. As the cobalt content increase, the toughness of the tool increase while its hardness and strength decrease. Likewise, the thermal conductivity is temperature dependant parameter thus its values vary with increasing temperature [35]. Moreover it depends also on the sintering process conditions such as duration and pressure and temperature used during the process [81].

Sharif *et al.* [82] proves that when drilling Ti-6Al-4V significantly better tool life is reached when using (TiAl)N-coated drill (Fig. 1.20).

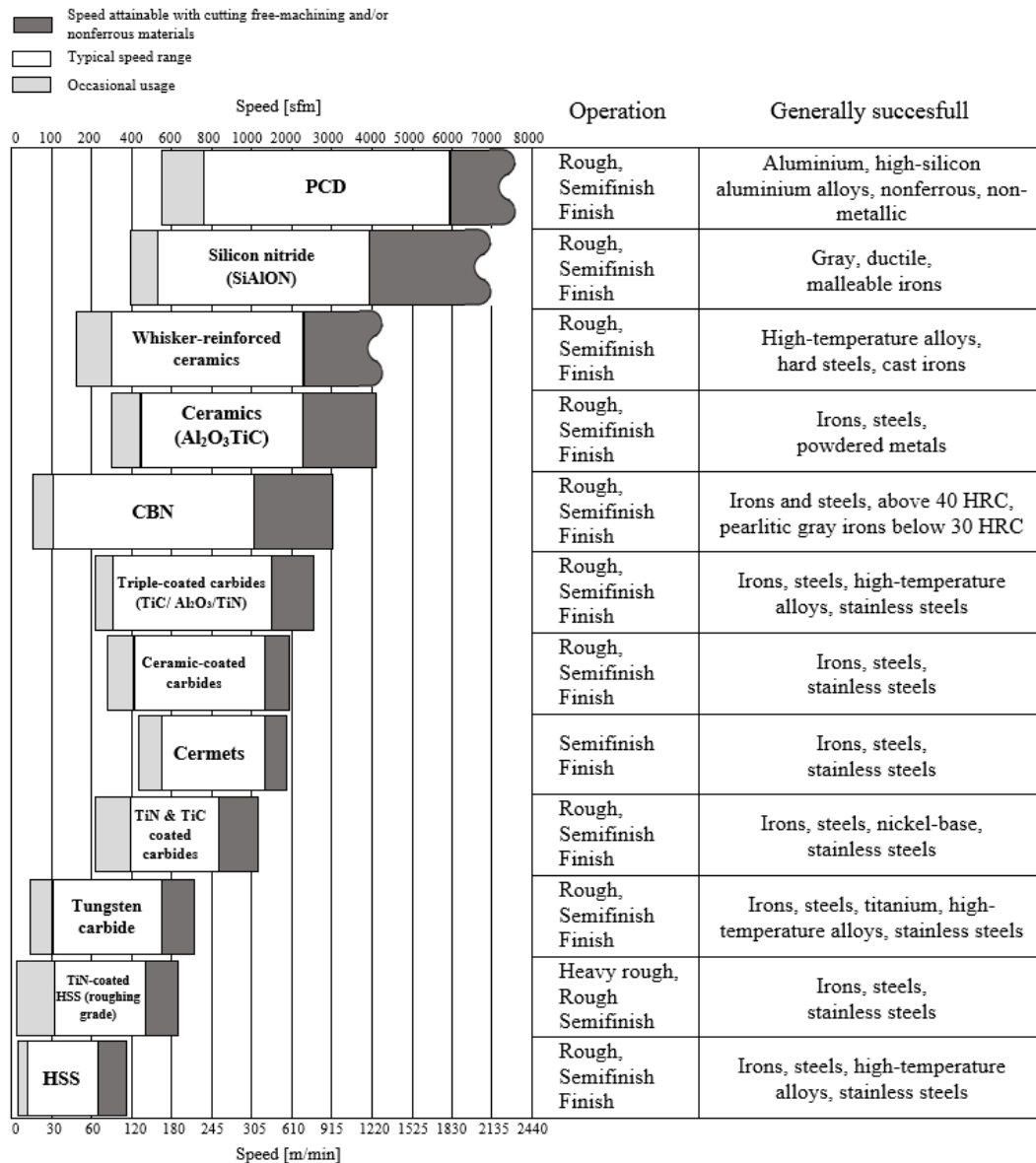


Fig. 1.19 Approximative speed ranges and applications of various cutting tool materials [79].

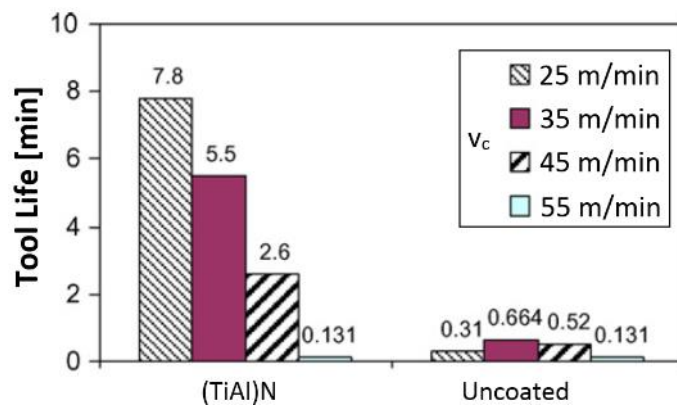


Fig. 1.20 Tool life performance comparison between uncoated- and coated-carbide drills at feed per revolution of 0.06 mm [82].

### 1.2.8 Blank fabrication

The simple blanks are carbide round bars (rods). There is a possibility to produce the coolant channel in the rods. The number and shape of coolant channel is variable. The coolant channels are straight parallel or helical and the common number of coolant channel is one, two or three. The example of a blank is in Fig. 1.22.

The fabrication of inner helix coolant channels represents mostly a knowhow of every company. However, several methods are available to fabricate the coolant channels:

- 1) extrusion press process – the threads are inserted into the press form a nozzle. Their number corresponds to the coolant channel number. The pressed material is twisted at an angular velocity  $\omega$  corresponding to flow of material  $v$  to create the precise helix corresponding to drill pitch (see Fig. 1.21) [13, 40, 41];
- 2) use of monofilament line – the form of coolant holes is constituted by monofilament line. The carbide is pushed out and rotated of the extrude machine and afterwards the monofilament line is pull out [42];
- 3) powder metallurgy – copper helix representing coolant channel is placed to the metallurgical form and during sputtering, copper is smelt out due to lower melting temperature;
- 4) 3D printing – provides a large range of shapes, but it remains limited in the choice of tool material [43–45].

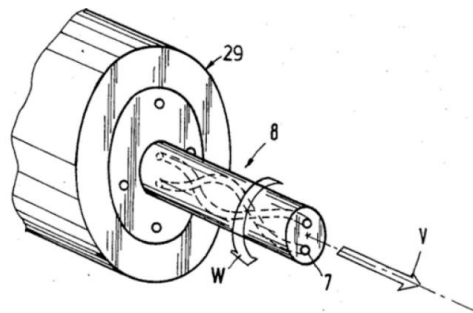


Fig. 1.21 Principle of helical coolant channel extrusion [40].

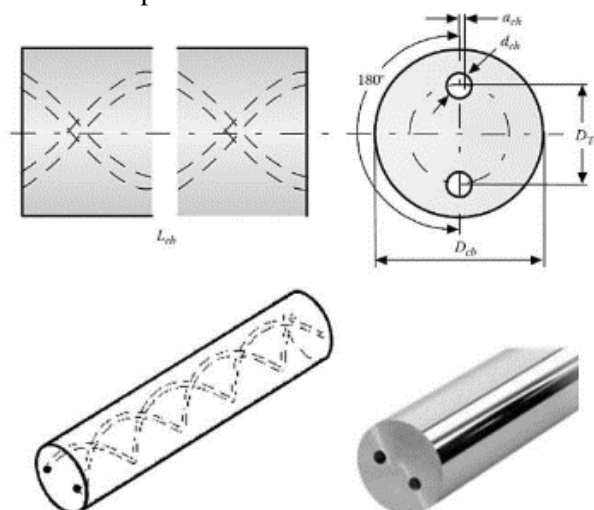


Fig. 1.22 Carbide rod with two helical coolant holes [13].

The fabrication is time-consuming. There are parameters that must be assigned to the supplier. Length  $L_{cb}$  and diameter  $D_{cb}$  of the rods, coolant channel diameter  $d_{cb}$  and diameter on which the holes are placed in relation with tool axis  $D_{TK}$ , under supposition that the holes are placed symmetrically (see Fig. 1.22).

### 1.2.9 Metalworking fluid

The metalworking fluid (MWF) is used during the drilling operation with the objective of improving the productivity and tool-life of the drill. The cost to use MWF represents between 1% to 3% of total manufacturing costs, depending upon the operation and plant conditions [11].

The MWF has three principal objectives which are (1) cooling, (2) lubrication and (3) chip evacuation from the machining zone.

While there are many different components and additives in MWFs, there are four basic classes [11–13] (see Fig. 1.23):

- straight oils – made of mineral (petroleum), animal, marine, vegetable or synthetic oils. They are not diluted with water, but other additives may be present;
- soluble oils – containing 50 to 90 % severely refined petroleum oils, as well as emulsifiers to disperse the oil in water;
- semi-synthetic fluids – containing 5 to 40 % severely refined petroleum oils, 30 to 50 % water and several additives;
- synthetic fluids – not containing petroleum oil. Instead, they use detergent-like components and other additives to help "wet" the workpiece.

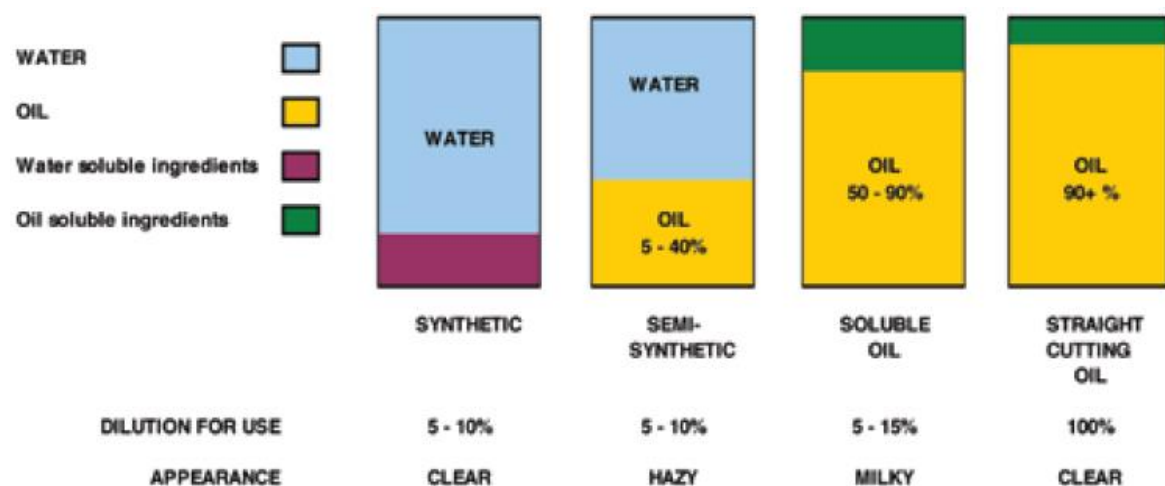


Fig. 1.23 Metal cutting fluid classification [11].

Soluble oils, semisynthetics and synthetics are sold as concentrates and then diluted with water at the point of use. The value of the concentration of the oil in the emulsion has an important impact on the viscosity of the MWF and its behaviour, thus the pressure of the fluid is influenced [46, 47].

Advantages and disadvantages of particular MWF are listed in Tab. 1.2.

Choice of the MWF depends on several factors, however above all on machining process, workpiece material and cutting tool material [12]. Many fluids can work well on the same job. Hence there is no single 'perfect' MWF applicable in every situation.

There are two aspects of the proper MWF delivery:

- delivery of MWF with the proper parameters, that is velocity and temperature (including the complete hydraulic circuit);
- location and direction of the MWF nozzles and exit orifices with respect to the tool cutting edges.

Tab. 1.2 Advantages and disadvantages of four basic MWF classification [11].

STRAIGHT OILS	SOLUBLE OILS	SEMISYNTHETICS	SYNTHETICS
<b>ADVANTAGES</b>			
Excellent lubricity	Excellent physical lubricity	Good heat reduction	Very clean
Excellent rust control	Some heat reduction	Physical lubricity	Excellent heat reduction
Long sump life	Easy to manage	Clean	Unaffected by hard water
Easy to manage		Good rust control	Low foam
			Rejects leak oil
			Transparent mix
<b>DISADVANTAGES</b>			
Expensive fill-up	Heavy oily residues	May foam	Poor physical lubricity
Excess heat generation	Affected by hard water	Affected by hard water	No oily protective films
Fire hazard	Blue haze, mist, smoke		
Messy, slippery hazard			
High oil mist in air			

There are several methods of MWF delivery into the machining zone. They are represented in the Fig. 1.24. Still 95% of applications use MWF in the form of liquid [13]. Within this category, MWF applications using external nozzles and through tool are widely used.

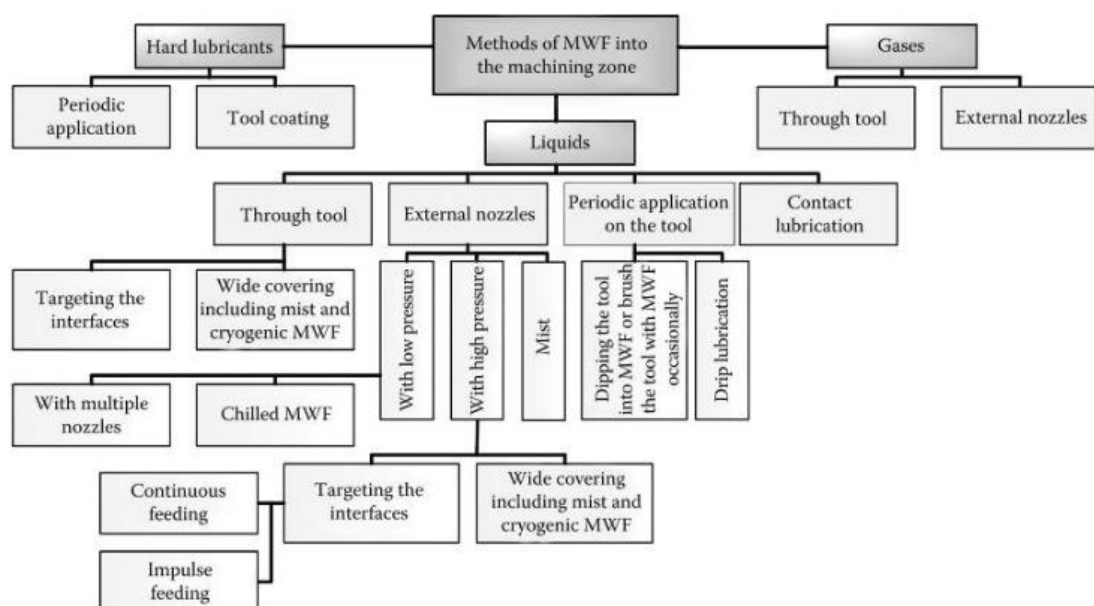


Fig. 1.24 Methods of MWF delivery into the machining zone [13].



Still if there is a need of higher productivity and quality through-tool MWF applications are used.

The MWF application can be also divided by pressure [13]:

- low-pressure applications where the inlet MWF pressure is under 2 MPa (300 psi);
- medium-pressure applications where the inlet MWF pressure is in the range of 2 MPa (300 psi)-6.9 MPa (1000 psi);
- high-pressure applications where the inlet MWF pressure is in the range of 6,9 MPa (1000 psi)-20 MPa (3000 psi);
- ultrahigh-pressure applications where the inlet MWF pressure is over 20 MPa (3000 psi).

Brinksmeier *et al.* [83] states that in machining with geometrically defined cutting edges, the pressure of MWF can be applied with the value between 2 MPa and 400 MPa.

However, the cutting fluid never penetrates ion the tool-chip contact due to the extreme contact pressures (more than 1 GPa).

During drilling the MWF is applied into the machining zone, in the so called bottom clearance space e.g. the space between the flank face of the tool and the bottom of the hole (Fig. 1.25).

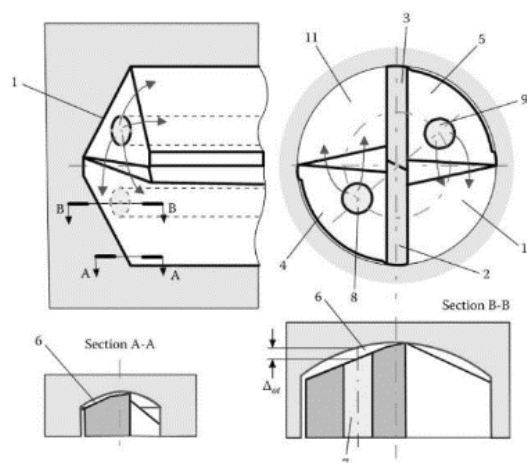


Fig. 1.25 Concept of the bottom clearance space [13].

As it was already mentioned the flank clearance face adjacent to the drill periphery corner is the region the most exposed to the tool wear. It would be preferable that this region is provided with greater amount of MWF to improve cooling and lubrication in this region.

Fig. 1.26 shows the analogy between the MWF flow and electrical resistance is demonstrated. The flow  $Q_v$  brought to the bottom clearance space divides into two main flows, MWF flow 1 with  $Q_{v1}$  and MWF 2 with  $Q_{v2}$ . Flow rate  $Q_{v1}$  flows directly into the chip flute where does not participate on cooling and lubrication of the most exposed region. Flow rate  $Q_{v2}$  is head to the demanded region. However, the gap between the tool body and the hole wall is very narrow. The value of hydraulic resistance  $R_1$  and  $R_2$  is inversely proportional to the flow rates  $Q_{v1}$  and  $Q_{v2}$ . The value of the hydraulic resistance of the first

flow is obviously negligible compared to the hydraulic resistance of the flow passing over narrow passage. Therefore, the amount of the MWF flow 1 is clearly greater than amount of MWF 2.

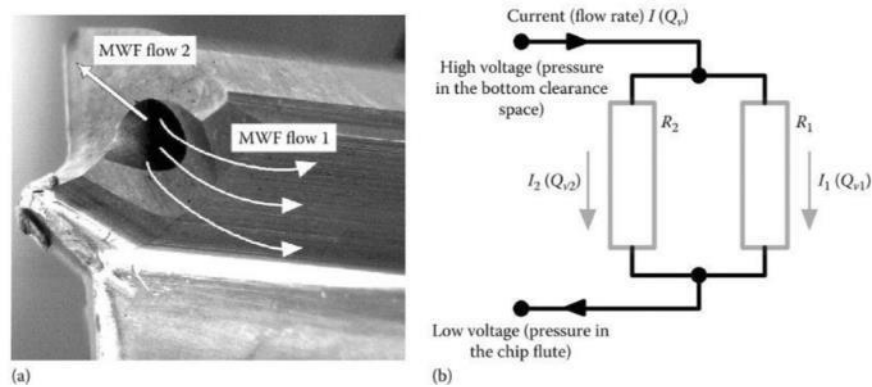


Fig. 1.26 Showing: (a) model of MWF flows in the bottom clearance space and (b) its electrically analogy [13].

Recent simulations of the coolant flow in the bottom clearance space using computational fluid dynamics (CFD) (example in Fig. 1.27) and the dissipative particle dynamics (DPD) methods revealed that in many practical drill designs the coolant holes are located far from the corners region, so that only 5%–10% of the total flow rate supplied into the bottom clearance space actually participates in cooling and lubrication of the drill periphery regions [13]. Unfortunately, practically all drills used in the industry have this problem.

Outeiro *et al.* [32] proposes an increase of the bottom clearance space by modifying the geometry of the flank face, the geometry of the internal cooling channels and its location on the flank face to increase the efficiency of the cooling.

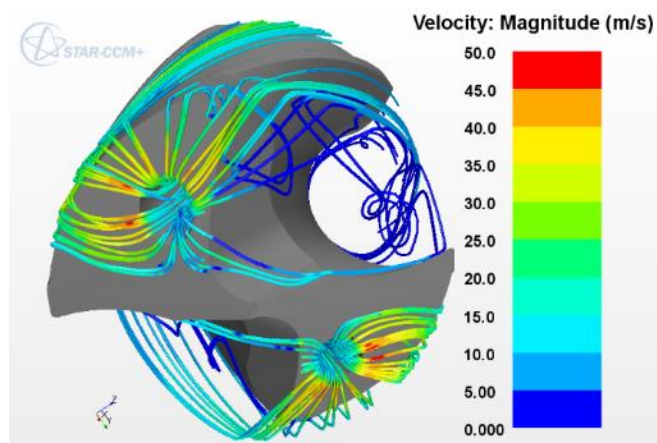


Fig. 1.27 Example of the simulated cutting fluid flow for a normal drill using STAR-CCM+[32].

One of the feasible solutions to increase the quantity of MWF in the clearance bottom space was proposed by Colvin with US Patent 6,056,486 [48]. This design called the ‘Pressure tip tool’ is shown in Fig. 1.28. The flank face is composed of a recessed surface 7 where the internal coolant channel orifice is placed 8. During machining, this recessed surface serves as the MWF reservoir together with the bottom of the drilled hole. Final region is a trailing dam.

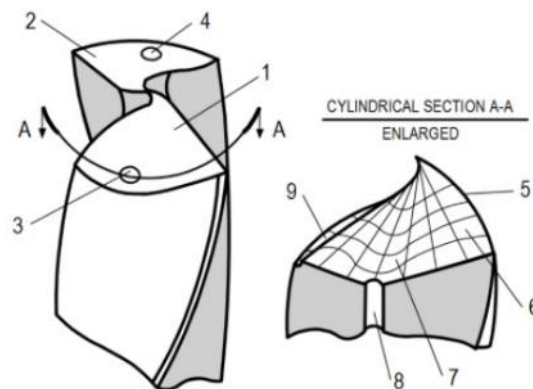


Fig. 1.28 The pressure tip tool according to US Patent No.6,056,486 (2000) and 6,270,298 (2001) [25].

In the conventional through-coolant drills, the flow under influence of centrifugal force flows into flute 5, cool the subsequent chip and there is no way to direct the coolant to the cutting edge directly (Fig. 1.29a). MWF does not flow to the narrow passage between flank and the hole due to low MWF pressure. In the case of the pressure tip tool (Fig. 1.29b), a trailing edge 9 increases the hydraulic resistance, thus MWF pressure in the bottom clearance space 10 increases and so does the penetration ability of MWF into the tool flank-workpiece contact interface 11. This design reports a minimum sixfold increase in tool life [49]. However it involves the accurate drill geometry to create a proper gap size between the tool-flank and hole being drilled thus the proper pressure in the bottom clearance space [25].

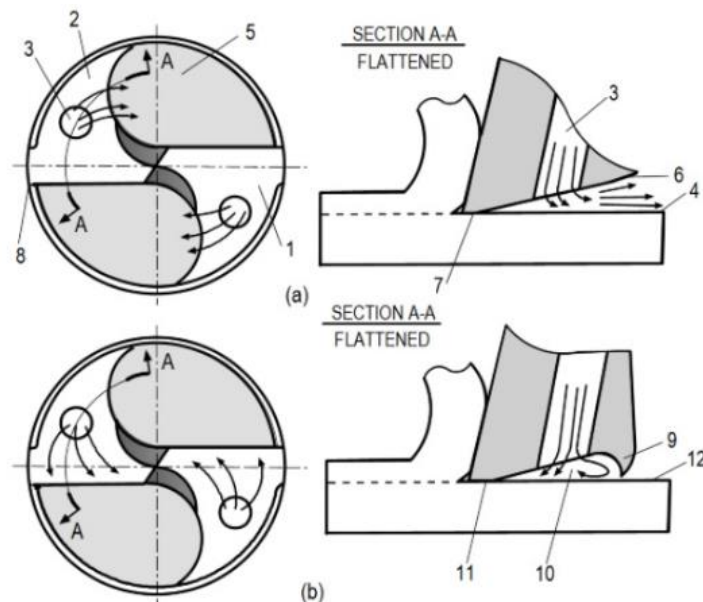


Fig. 1.29 Visualisation of the MWF flow in the bottom clearance space (a) for the common and (b) for the pressure tip drills [25].

Müller, Kirsch and Aurich [50] performed a study of the effect of the structured flank face on the cooling efficiency when drilling. Different pockets were created on the flank face of the tool in order to increase the volume of metalworking fluid in the machined zone (see Fig. 1.30). All investigated solutions showed better cooling than the reference geometry

without these structures. It is noted that the limitation of the dead zone at the cutting edge is achieved by reducing the pressure in its vicinity.

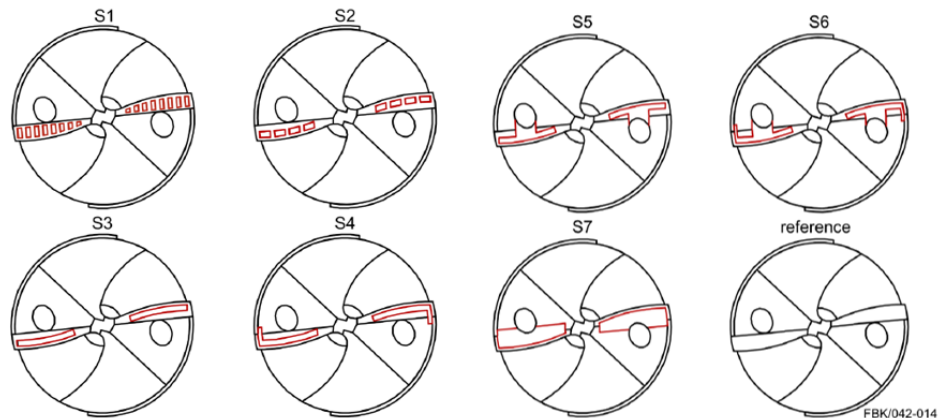


Fig. 1.30 Investigated structures on the flank face [50].

### 1.2.10 Coolant channel geometry

The coolant channel geometry such as coolant hole end position or its diameter can greatly modify the coolant efficiency.

In US Patent No. 6,045,301 from 2000 [51] the large variability of coolant channel end positions was patented not only on flank face but also on rake face providing fluid into the chip flutes or on the drill margin (see Fig. 1.31). However Astakhov [25] says that the majority of used end positions have no real benefit because due to their lower hydraulic resistance compared to the end positions on the flank face, the cooling and lubricating conditions at flank area are worsened. Merzouki [14] studied the influence of cooling channel position and its diameter on drilling force and torque.

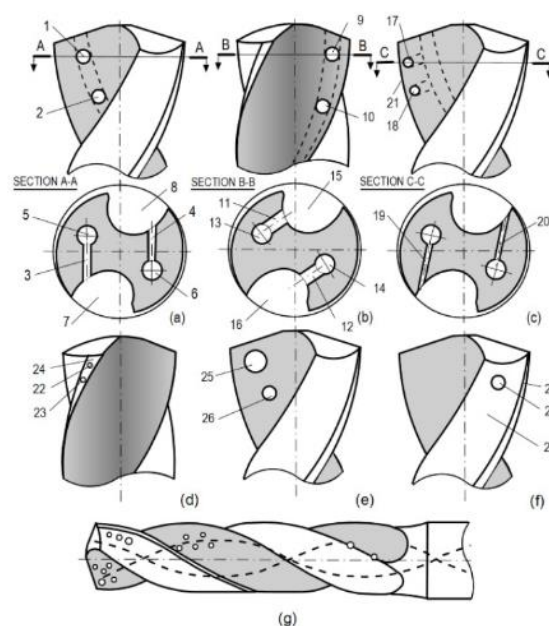


Fig. 1.31 Drills with internal coolant supply US patent No. 6,045,301 [51].

Fallenstein and Aurich [15] studied the effectiveness of the cooling relatively to the coolant channel exit position. The temperature distribution was applied on the effective tool rake face (Fig. 1.32). The best cooling solution was obtained with the channel position EP1 (Fig. 1.33).

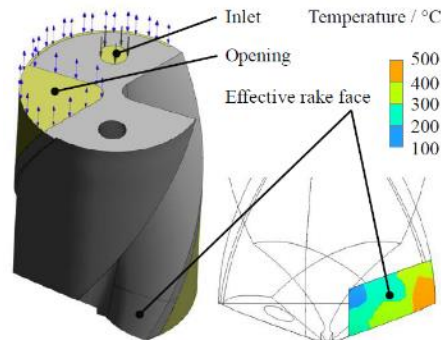


Fig. 1.32 Temperature set up on the drill [15].

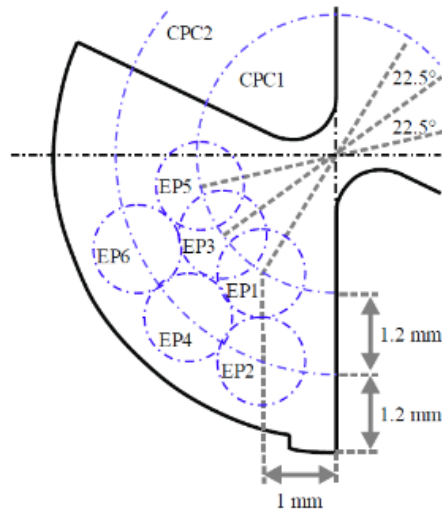


Fig. 1.33 Exit positions (EP1-6) of the cooling channel on the flank face along centre-point-circles (CP1, CP2) [15].

Mitsubishi proposes optimized coolant channels of drill for machining of aluminium alloys (Fig. 1.34) [52] and of drills from DSA series (Fig. 1.35) specialized for drilling of heat resistant alloy, including titanium alloys [53].

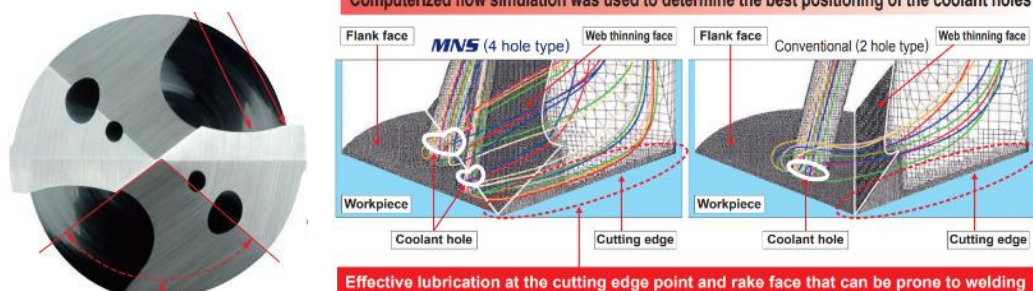


Fig. 1.34 MNS drill [52].

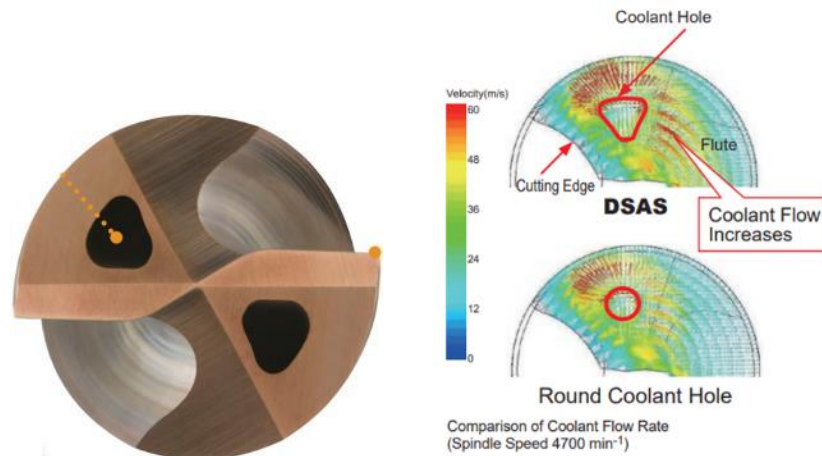


Fig. 1.35 DSA drill [84].

### 1.3 Titanium alloys

The titanium is the fourth most widespread metal in the Earth's crust with enormous deposits. However, it is an expensive material because of the complexity of the extraction process, difficulty of melting and problems during fabrications [54]. The titanium oxides are present in almost all minerals, however because of its higher concentration mainly rutile ( $\text{TiO}_2$ ) and ilmenite ( $\text{FeTiO}_3$ ) are used for its extraction using chemical reduction, called extended Kroll process [55].

Its physical proprieties are summarised in Tab. 1.3. Titanium is one of the precious metals due to its galvanic potential.

Tab. 1.3 Physical properties of pure titanium [85].

Propriety	Value	Unit
Density	4.507	$\text{g.cm}^{-3}$
Allotropic transformation temperature	882	$^{\circ}\text{C}$
Fusion temperature	1670	$^{\circ}\text{C}$
Boiling point	3535	$^{\circ}\text{C}$
Specific thermal capacity	522.5	$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Thermal conductivity	16.7	$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Elasticity module	110 000	MPa
Poisson coefficient	0.33	-
Linear expansion coefficient at $25^{\circ}\text{C}$	$8.5 \times 10^{-5}$	$\text{K}^{-1}$

Titanium is rarely used in other form but an alloy. The additional elements are added to its structure to create alloys. The elements can be divided in three main groups, those that increase the temperature of transformation or  $\alpha$ -stabilizers, those that make it decrease or  $\beta$ -stabilizers and neutral. The graphics of metallurgic transformations and their stabilizers are in Fig. 1.37. Properties of  $\alpha$ ,  $\beta$  and  $\alpha+\beta$  alloys are summarized in Fig. 1.36.



	$\alpha$	$\alpha + \beta$	$\beta$
Density	+	+	-
Strength	-	+	++
Ductility	-/+	+	+/-
Fracture toughness	+	-/+	+/-
Creep strength	+	+/-	-
Corrosion behavior	++	+	+/-
Oxidation behavior	++	+/-	-
Weldability	+	+/-	-
Cold formability	--	-	-/+

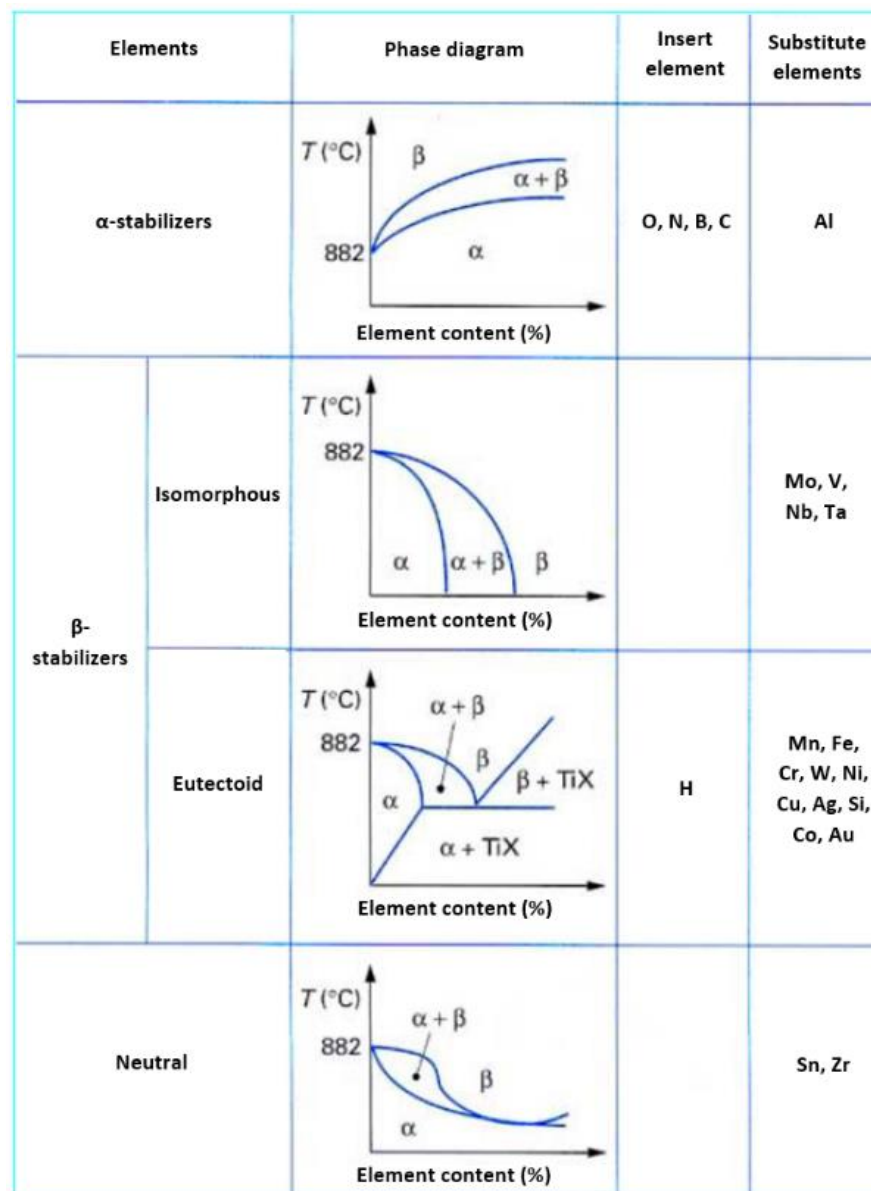
Fig. 1.36 Properties of  $\alpha$ ,  $\beta$  and  $\alpha + \beta$  alloys [61].

Fig. 1.37 Classification of addition elements of titanium alloys [86].

Titanium alloys are high strength-weight ratio materials, exhibiting high compressive and tensile strength (which is maintained up to 600 °C), low density, high fatigue and corrosive resistances. However, titanium and titanium alloys are regarded as difficult-to-machine materials because of their high strength at elevated temperatures, relatively low modulus of elasticity, high chemical reactivity and poor thermal conductivity [8]. The principal reasons for rapid tool wear are high temperature close to the cutting edge and a short tool-chip contact length which is getting even shorter with increasing cutting speed. The application of the cutting fluid became a basic rule with main objective to reduce tool temperature. Supplying cutting fluid via through-the-drill holes can reduce tool wear 10 times compared with dry drilling, especially at high cutting speed. However, the use of inner coolant system can lead to a slight increase of the thrust force and power consumption [56]. The thrust force and torque can be reduced by using MQL lubrication but at the cost of deteriorating the roughness and accuracy of the holes [57]. Drilling process of titanium leads most likely to a creation of a burr on both entrance and exit surface which is troubleshooting, especially in aerospace applications. According to estimation the 30% of the cost of certain components is due to deburring operations [58].

The ideal tool material for titanium drilling should have: (i) high hardness at elevated temperatures to resist the high stress involved, (ii) toughness and fatigue resistance, (iii) reduced tendency to react with titanium, (iv) high compressive strength and (v) good thermal conductivity to minimize thermal gradients and thermal shocks on the tool [8].

Titanium drilling produces continuous chips with a high degree of segmentation and serrations [59]. The creation of chips is influenced by microstructure of the material (grain type, size and orientation), thus different titanium alloys form different chip types [60].

The most common titanium alloy is Ti-6Al-4V. It represent approximately 60% of all titanium production [7]. The normalized chemical composition of Ti-6Al-4V us given in Tab. 1.4.

Tab. 1.4 Chemical composition of Ti-6Al-4V according to the norm ISO 5832-3 [87]

Limit chemical composition of titanium in % (by mass)							
Al	V	Fe	O	C	N	H	Ti
5.5–6.75	3.5–4.5	0.3 max	0.2 max	0.08 max	0.05	0.015 max	Balance

Tab. 1.5 Mechanical and physical properties of Ti-6Al-4V [60, 88].

Proprieties	Symbol	Temperature	Value (SI)
Density	$\rho$	20 °C	4 430 kg.m <sup>-3</sup>
Transus $\beta$	$T_{\beta}$	-	982 °C–1010 °C
Melting point (liquidus)	$T_{fus}$	-	1655 °C
Young's modulus	E	20 °C	114.5 GPa
		230 °C	103.0 GPa
Shear modulus	G	20 °C	43 GPa
Poisson's ratio	$\nu$	20 °C	0.31
Yield strength	$R_{p0.2}$	20 °C	877 MPa in the annealed stage
		20 °C	1103 MPa after solution and aging
Mechanical resistance	$R_m$	20 °C	947 MPa in the annealed stage
		20 °C	1172 MPa after solution and aging



Elongation	A	20 °C 20 °C	14% in the annealed stage 10% after solution and aging
Reduction of area	Z	20 °C 20 °C	30 % 25 %
Thermal conductivity	$\lambda$	20 °C 315 °C 650 °C	6,6 W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 10,6 W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 17,5 W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
Specific heat capacity	$\varphi$	20 °C 425 °C 870 °C	580 J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 670 J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 930 J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
Coefficient of linear expansion	$\alpha$	20 °C 425 °C 650 °C	8.6 × 10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> 9.4 × 10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> 9.7 × 10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup>

Ti-6Al-4V is the most intensively developed and tested titanium alloy [61]. The properties of Ti-6Al-4V can be optimized by heat treatment [7]. The titanium alloys are characterised by an important value of elastic springback. The phenomenon of hole shrinkage appears which means that after drilling the material come back into a contact with the tool margins (Fig. 1.38). It causes an excessive friction between drill margin and material and it results in higher amount of vibrations and heating especially at the tool periphery. Bonnet [9] tried to find the physical reason for this phenomenon. He quantified the amount of the heat coming from the friction of drill margins and wall of the hole. Merzouki [10] studied the forces induced by this phenomenon. The tangential loads are due to the friction between hole surface and the margins and radial loads are caused by the shrinkage of the hole on the margins. He found that the hole shrinkage is smaller using a low feed.

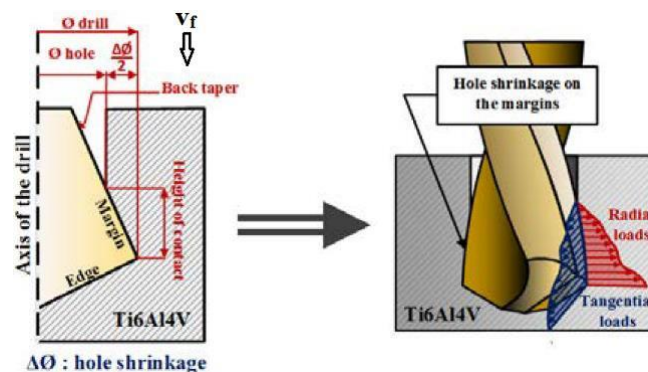


Fig. 1.38 Hole shrinkage and induced mechanical loads on the tool margins [89].

The optimal drilling conditions when drilling titanium alloys proposed by tool supplier Mitsubishi are the cutting speed of 40 m/min and feed per revolution of 0.015 mm [53].

Subramanian [90] highlighted the recent experimental work done on drilling with main focus on Ti-6Al-4V alloy. Several findings follow from this review.

- quantity of lubrication implies the surface roughness quality. Better results are given by minimum quantity than by dry and flooded condition;
- surface roughness increases gradually with increase in feed rate and also increase in depth of cut. An increase in cutting speed does not have a significant influence;

- feed rate is the most influential process parameter which affects the thrust force, torque and work vibration;
- the better quality of drilled hole is achieved by lowest value of cutting speed and feed rate;
- tool wear rate increases with increasing depth of cut and feed rate;
- workpiece temperature increases with increase in cutting speed, minimum feed rate and increase in depth of cut;
- at high cutting speed, heat increases at the small contact between tool and workpiece interface. It denotes the decrease in coefficient of friction and in consequence the surface roughness increases;
- the value of thrust force and torque decrease with increase in cutting speed and increase gradually with increase in feed rate.

Titanium alloys are increasingly used in a wide variety of industries, including aeronautical, aerospace, automotive, chemical, biomedical, food and nuclear industry. In aerospace industry the titanium alloys are mostly used for reasons of the weight savings, space limitations, need of higher operating temperature, corrosion resistance and composite compatibility [7].

## 1.4 Fluid mechanics

The fluid mechanics are a branch of physics studying the mechanics of fluids (liquids, gases, plasmas) and the forces acting on them. It concerns the force equilibrium at rest in hydrostatics and in movement in hydromechanics.

### 1.4.1 Flow rate

To evaluate a rate of flow through defined area a term flow rate is used. There are two types of flow rate, the volumetric flow rate  $Q_v$  and the mass flow rate  $Q_m$ . Their definition is [62]:

$$Q_v = v_s \cdot S \text{ [m}^3 \cdot \text{s}^{-1}\text{]} \quad (1.19)$$

$$Q_m = \rho \cdot v_s \cdot S \text{ [kg} \cdot \text{s}^{-1}\text{]} \quad (1.20)$$

where:  $v_s$  [m.s<sup>-1</sup>] - mean flow velocity,  
 $S$  [m<sup>2</sup>] - cross section area,  
 $\rho$  [kg.m<sup>-3</sup>] - density.

### 1.4.2 Flow regime

Generally, the movement of the fluid is called the flow. According to the comportment of the fluid particles in the flow it is possible to distinguish three flow types [62]:

- laminar flow where the particles move in layers and there is no movement across the cross section. The velocity profile takes shape of paraboloid (see Fig. 1.39a);
- turbulent flow where the particles move across the cross-section. They are directly mixed. The velocity profile is close to the profile of an ideal fluid but because of the turbulence the velocity near the wall is zero (see Fig. 1.39b);
- transient flow has some characteristics of the laminar flow and some of turbulent flow.

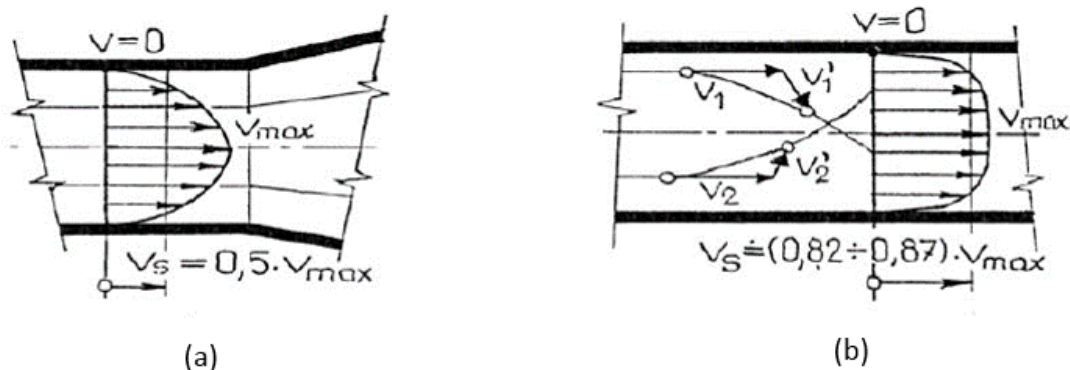


Fig. 1.39 Flow regime: (a) laminar flow and (b) turbulent flow [62].

To evaluate the type of flow the notion of Reynolds number is used. The Reynolds number expresses the influence of internal friction in consequence of a fluid viscosity during the flow. Mathematically:

$$Re = \frac{v_s D}{\nu} = \frac{\rho v_s D}{\mu} [-] \quad (1.21)$$

where:  $D$  [m] - interior diameter,  
 $\nu$  [m<sup>2</sup>.s] - kinematic viscosity,  
 $\mu$  [Pa.s] - dynamic viscosity.

The flow is:

- laminar when  $Re < 2300$ ;
- transient when  $2300 < Re < 4000$ ;
- turbulent when  $Re > 4000$ .

The notion of turbulent Prandtl number is used to evaluate the ratio of the momentum eddy diffusivity and the heat transfer eddy diffusivity in the fluid mixture during turbulent regime [63].

MWF flow in curved, in general, and especially in helical channels, is much more complicated than one in straight holes. When fluid flows through a curved pipe, the presence of curvature generates a centrifugal force acting at the right angle on the main flow direction. Its distortion due to a secondary flow is a continuous function of a helical geometry. Centrifugal force strongly influences the flow in the small bending radius helical pipe. The notion of Dean criterion  $De$  is set up to characterize effects of centrifugal force [13]. Mathematically:

$$De = Re * \left( \frac{d_{ch}}{D_{TK}} \right)^{1/2} [-] \quad (1.22)$$

where:  $d_{ch}$  [m] - tube diameter,  
 $D_{TK}$  [m] - helical diameter.

The Rossby number  $Ro$  is a dimensionless figure indicating the importance of Coriolis forces generated by the angular momentum of the system, defined as:

$$Ro = \frac{2v_s}{\omega \cdot D_{TK}} [-] \quad (1.23)$$

where:  $\omega$  [rad.s<sup>-1</sup>] - angular velocity.

The  $Ro \leq 1$  suggests that the rotation has a significant effect on the behaviour of the fluid [16].

The turbulent intensity  $I$  indicates the level of the turbulence in the stream. The free-stream in the pipe is usually classified as a medium-turbulence scale where the value of turbulent intensity ranges from 1% to 5%. For fully developed pipe flow the turbulence intensity can be estimated as [64]:

$$I = 0,16 \cdot Re_{d_h}^{-\frac{1}{8}} [-] \quad (1.24)$$

where:  $Re_{d_h}$  [-] - Reynolds number based on pipe hydraulic diameter.

In this case the hydraulic diameter  $d_h$  is equal to the diameter of the coolant channel.

The turbulent length scale  $l$  is a physical quantity characterizing the size of the large eddies containing the energy in turbulent flows and can be estimated as [64]:

$$l = 0,07 \cdot d_h [\text{mm}] \quad (1.25)$$

### 1.4.3 Computational Fluid Dynamics

Numerical approach of the drilling process can be done by use of three-dimensional Computational Fluid Dynamics (CFD) study.

CFD consists of studying the fluid movements or their impacts by using numerical resolutions of fluid model equations. The physics problems are expressed in terms of partial differential equations. Usually the problems can be solved analytically via Navier-Stokes Equation, and the solution is found upon different types of discretization. Approximation is done by numerical model equations which approximate the real solution. Different methods are used to compute such approximations : (i) finite difference method (FDM); (ii) finite element method (FEM); (iii) finite volume method (FVM) [65]. The most widely solver method for CFD is the finite volume method [66]. The processes of CFD is summarised in Fig. 1.40. In [91] the Finite Volume Method was compared to a coupled meshless approach when modelling the cooling lubricant and chip motion during the single-lip deep hole drilling.

The solution is obtained in function of the shape, size and distance between the elements. More and more the number of elements raises, and their size reduces, the solution is getting more exact. However, the solving of the program became time-consuming. It is necessary to find the balance between these two aspects.

The fluid modelling is a challenging issue depending strongly on the geometrical boundary conditions, resistance coefficients, driving forces and interactions between different processes as well as the input values of the fluid model [18].

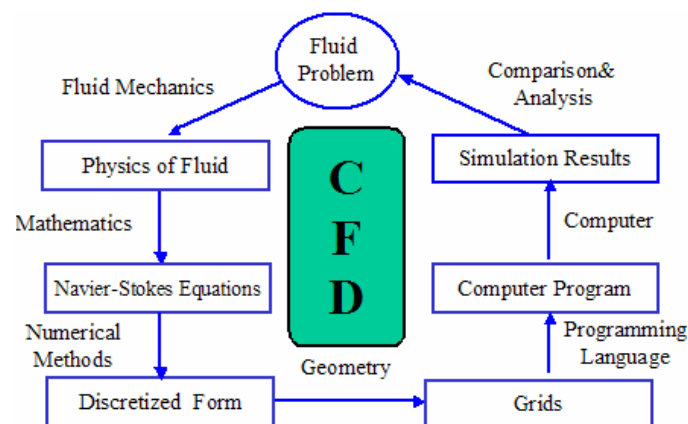


Fig. 1.40 Process of Computational Fluid Dynamics [65].

The CFD serves well as a tool for solving such phenomena as flow of fluids, heat transfer, mass transfer or chemical reactions. The sectors where the CFD is widely used are for example biomedical engineering, mechanical engineering, missile engineering, architecture, food industry [66].

The significant benefits of the CFD include (i) the insight to the problem – visualisation of otherwise difficult to analyse design; (ii) the foresight – prediction and optimization of solutions; (iii) efficiency. All the benefits are clearly seen in project of improvement of the high pressure inducer [67]. However, few shortcomings remain [66]:

- solving equations on a computer invariably introduces numerical errors;
- truncation errors due to approximation in the numerical models;

- round-off errors due to finite word size available on computer;
- the accuracy of the CFD model depends heavily upon the initial or boundary conditions provided to numerical model.

#### 1.4.4 Turbulent model

Almost every engineering application is turbulent thus it needs a turbulent model. There is no turbulent model applicable for all situations. The choice depends on flow mode, the necessary accuracy and time disposition. The Naviers-Stokes equations are used to describe how the velocity, pressure, temperature and density of a moving fluid are related. The Naviers-Stokes equations consist of a continuity equation for conservation of mass, conservation of momentum equations and a conservation of energy when the calculation of thermal analysis is asked [65, 68]. For 3D problem the equations can be expressed mathematically as follows [92]:

Continuity equation:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (1.26)$$

X-momentum equation:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u^2)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial z} = -\frac{\partial \rho}{\partial x} + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right) \quad (1.27)$$

Y-momentum equation:

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v^2)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial z} = -\frac{\partial \rho}{\partial y} + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right) \quad (1.28)$$

Z-momentum equation:

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w^2)}{\partial z} = -\frac{\partial \rho}{\partial z} + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right) \quad (1.29)$$

Energy equation:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(E_T)}{\partial t} + \frac{\partial(uE_T)}{\partial x} + \frac{\partial(vE_T)}{\partial y} + \frac{\partial(wE_T)}{\partial z} = & -\frac{\partial(\rho u)}{\partial x} - \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} - \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} - \frac{\partial \rho}{\partial z} + \\ & \frac{1}{Re Pr} \left( \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \right) + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial}{\partial x} (u\tau_{xx} + v\tau_{xy} + w\tau_{xz}) + \frac{\partial}{\partial y} (u\tau_{xy} + v\tau_{yy} + \right. \\ & \left. w\tau_{yz}) + \frac{\partial}{\partial z} (u\tau_{xz} + v\tau_{yz} + w\tau_{zz}) \right) \end{aligned} \quad (1.30)$$

where:  $x, y, z$  [m] - coordinates,  
 $u, v, w$  [m.s<sup>-1</sup>] - velocity components,  
 $t$  [s] - time,  
 $\tau$  [Pa] - stress,  
 $q$  [W.m<sup>-2</sup>] - heat flux,  
 $Re$  [-] - Reynolds number,  
 $Pr$  [-] - Prandtl number,  
 $E_T$  [W] - total energy of fluid.

Consequently, according to the way how these equations are treated, there are several types of turbulent model. Between governing solution methodology are (i) Direct Numerical Simulation (DNS), (ii) Large Eddy Simulation (LES) and (iii) Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) [69].

The Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) method is used for engineering applications. It models every size of turbulent eddies. There are several types of RANS model, for example  $k$ - $\varepsilon$  and  $k$ - $\omega$  models. For a stationary flow of an incompressible Newtonian fluid the RANS model is deduced from Navier-Stokes equations and continuity equation.

The shear-stress transport (SST)  $k$ - $\omega$  model is commonly used for drilling type operations. It is two-equation models in terms of turbulent kinematic energy  $k$  and specific rate of dissipation (of  $k$ )  $\omega$ . It combines the benefits of  $k$ - $\varepsilon$  model, which functions in free streams far from walls, and  $k$ - $\omega$  model, which is well suited for simulating flow in the viscous sub-layer [70]. The SST turbulence models behaves like the  $k$ - $\omega$  model with a function  $A_1$  and then transformed  $k$ - $\varepsilon$  model with  $(1 - A_1)$ . These turbulence models are rewritten in terms of  $k$  and  $\omega$ , resulting in the SST model including the  $k$ -equation (1.31) and  $\omega$ -equation (1.32) [70, 93].

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho k + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k2}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta^* \rho k \omega \quad [-] \quad (1.31)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j \omega) \\ = \alpha_3 \frac{\omega}{k} P_k \partial \beta_3 \rho k \omega^2 + (1 - A_1) \frac{2\rho}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 3}} \right) \right] \end{aligned} \quad (1.32)$$

The function  $A_1$  results in the value 1 in the near-wall region, so that the SST turbulence model is reduced to  $k$ - $\omega$  model. In the logarithmic range, the function results in the value 0, so the parameters of the  $k$ - $\varepsilon$  model are used. Between these two regions, a combination of both parameter sets is adapted. The function  $A_1$  is defined as:

$$A_1 = \tanh \left[ \min \left( \max \left[ \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500v}{y^2\omega} \right], \frac{4\rho\sigma_{\omega 2}k}{CD_{k\omega}y^2} \right) \right] \quad (1.33)$$

The term  $CD_{k\omega}$ , defined in (1.34), describes the cross-diffusion term from Eq. (1.32), while  $y$  is the distance to the wall:

$$CD_{k\omega} = \max \left( \frac{2\rho}{\sigma_{\omega 2}\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-20} \right) \quad (1.34)$$

The turbulent viscosity  $\mu_t$  can be calculated in terms of  $k$  and  $\omega$  as:

$$\mu_t = \rho \frac{\alpha_1 k}{\max \left( \alpha_1 \omega, \frac{\partial u}{\partial y} A_2 \right)} \quad (1.35)$$

A further function  $A_2$  is used for the limitation of the turbulent viscosity and results in values between zero and one:

$$A_2 = \tanh \left[ \max \left( 2 \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500v}{y^2\omega} \right)^2 \right] \quad (1.36)$$

The factor  $\alpha_1$  in Eq. (1.35) describes the proportionality of the shear stresses  $u_i$  and  $u_j$  to the turbulence kinetic energy  $k$ . The parameters of the SST-turbulence model are provided in Tab. 1.6.

Tab. 1.6 Coefficients of the SST  $k$ - $\omega$  turbulence model [63].

$\sigma_{k1}$	$\sigma_{\omega 2}$	$\beta_1$	$\sigma_{k2}$	$\sigma_{\omega 2}$	$\beta_2$	$\alpha$	$\beta^*$
0.85	0.5	0.075	1.0	0.856	0.0828	1	0.09

This model is commonly used in case of drilling simulation [17, 32, 91]. Outeiro *et al.* [32] used CFD to compare the cooling efficiency of conventional MWF and of cryogenic machining. The study enables to see that the cryogenic cooling is strongly influenced by drill geometry since the thrust and torque are more significant than in the case of the conventional MWF. Biermann and Oezkaya [18] modified the internal coolant channel design of tapping tools according to CFD simulation (Fig. 1.41) and the following experiments showed the enhancement of the tool performance by 36%. Oezkaya *et al.* [17] managed a study based on drilling Inconel 718 and its simulation. They modified the internal cooling channel diameters and MWF pressure. The results of simulation and of experiments proved that enlarging of channel diameters leads no real benefit for reducing the high thermal loads, but on the other hand the pressure increasing created higher flow rates near the cutting edge, thus a greater heat-transfer rate and it led to an increased tool life. However, despite all the modifications the cooling dead zone near the cutting edge remains.



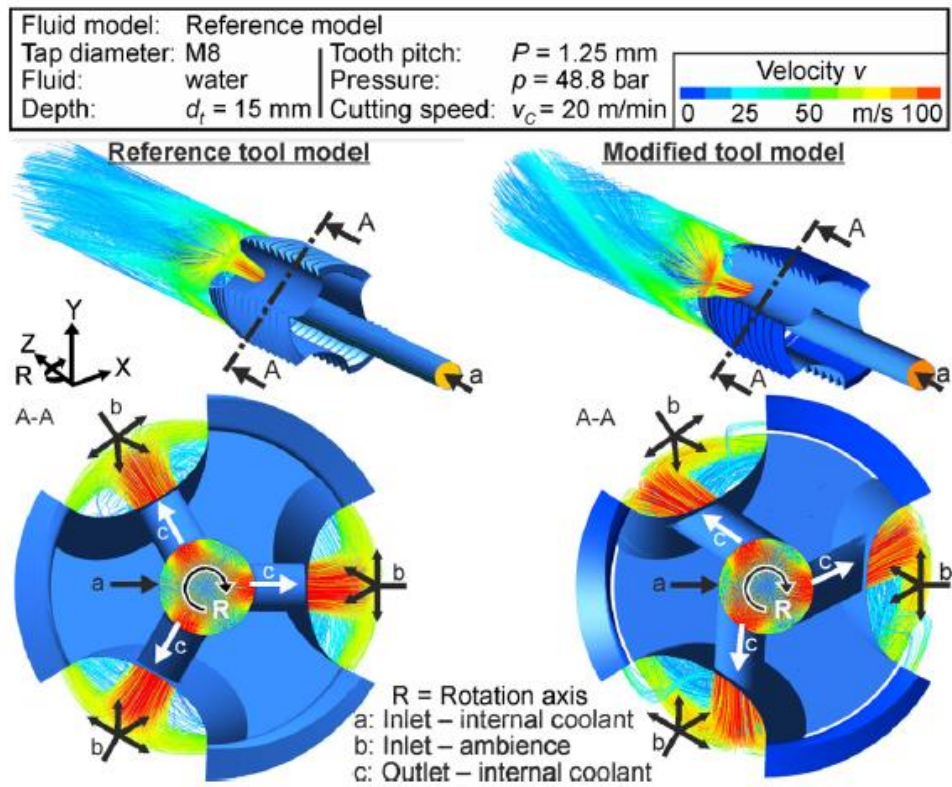


Fig. 1.41 Comparison of fluid velocity fields [18].

## 2 EXPERIMENTALS TESTS

### 2.1 Purpose of the tests

The main objective of the tests is to evaluate the of cooling efficiency of the new drill prototype with multiple channels on tool life and to compare with standard drill with two channels used for the drilling of Ti-6Al-4V. Drill wear is captured during the tests by measuring the flank wear VB, as well as time thrust force and torque. During the tests, a series of measurements was also performed to determine the tool-chip contact length and the chip compression ratio. However, according to the company policy the results of the prototype drill are not published. Thus, only results of the standard drill are shown.

### 2.2 Experimental setup and cutting conditions

#### 2.2.1 Experimental setup

The drilling tests were performed at a three-axis Mori Seiki NV500  $\alpha$ 1 and their setup is shown in Fig. 2.1. The tool life the tool life criteria such a crater wear, flank wear, build up edge and wear, land margins were followed. The tool life criterium is set up to  $VB = 0.2$  mm.

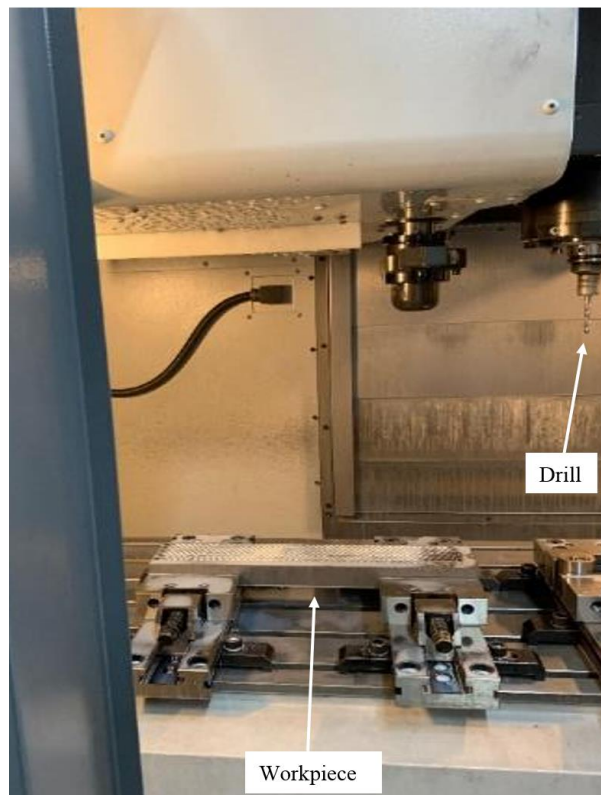


Fig. 2.1 The machine-tool.

The MWF is a mixed water oil EMULCUT 116 W from PETROFER with a concentration of 7% deliver at 40 bar. The properties of the cutting fluid are given in Appendix 1.

### 2.2.2 Drill geometry

Two types of right-handed helical drill with cylindrical shank with diameter of 8.5 mm were selected for this study. A standard drill (hereby called "Standard drill") with 2 cooling channels (Fig. 2.2a and Fig. 2.3), and a new drill prototype (hereby called "Prototype drill") with 4 cooling channels (Fig. 2.2b and Fig. 2.3). The cooling channel diameter of standard drill is 1.4 mm. The position of the coolant channel on the flank face of the standard drill is defined by SECO production method. The both coolant channel diameters of the prototype drill are 1.0 mm. The selection of the coolant channel diameter of the prototype drill was done to have similar coolant channel cross section area of the standard drill. Except the coolant channels geometry, the other drill geometry parameters are the same for both drills and are presented in Tab. 2.1.

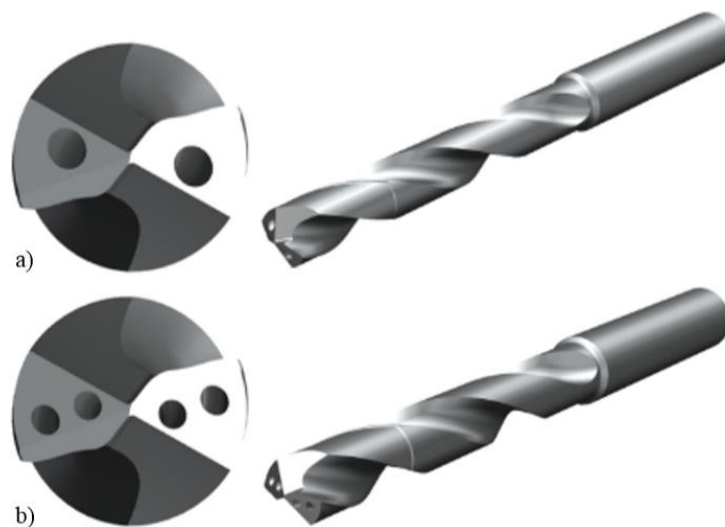


Fig. 2.2 CAD model of a) standard and b) prototype drill.



Fig. 2.3 Fabricated drills.

Tab. 2.1 Drill geometry parameters.

Drill parameter	Symbol	Value (SI)
Diameter	D	8,5 mm
Point angle	$\epsilon_r$	140°
Point length		1,5 mm
Helix inclination angle	$\beta$	28°
Web thickness	$w_t$	2.93 mm
Chisel edge angle	$\phi$	50°
Clearance angle at the cutting corner		11 – 13°
Margin width		0.14±0,03 mm
Gash overlap length	GOL	0,121±0,02 mm

The drill geometry is complex and changes along the cutting edge. To simplify the calculations the cutting edge is discretized. The chisel edge is not considered in the heat flux calculations. The cutting edge is divided in five regions, which are subsequently subdivided in elementary cutting tools (ECT) with similar cutting edge length, so a total of 9 ECT (Fig. 2.4). The point coordinates of the middle point of every ECT are given in Appendix 2.

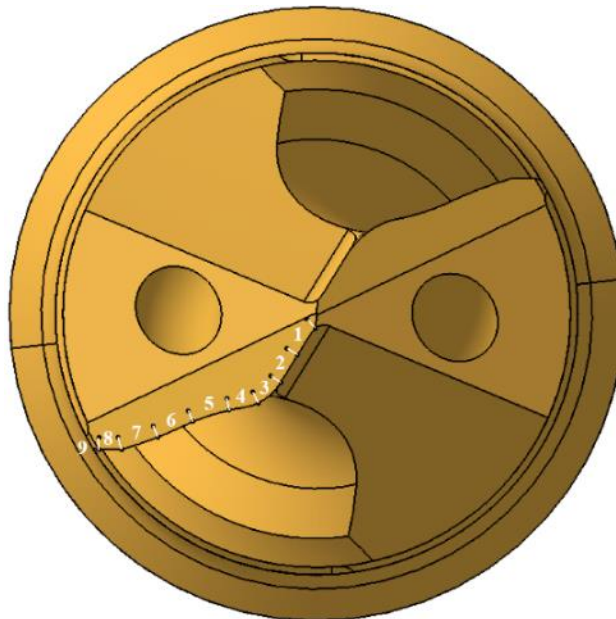


Fig. 2.4 Cutting edge division into ECT.

The measurement of rake, flank and inclination angles in different planes according to the ISO standard 3002/1982 was performed over the CAD model of drill using Catia V5 software. A total of 11 points were considered: 9 points placed in the middle of every ECT, one point placed at the intersection of chisel and cutting edge called 'Beginning', and one point placed at the periphery of the drill called 'Periphery'. The obtained values of the angles are presented in Appendix 3. The changeful course of the measured values is unexpected. Therefore, additional measurements were performed using a Catia V5 macro developed by Mr. Richard CHATAIN of AMVALOR at Cluny. The macro measures the normal cutting edge angle, normal flank angle and orthogonal flank angle in 50 points along the cutting edge. The results obtained by this macro are in good agreement with manual measurement performed with Catia software (see Fig. 2.6). The difference in results appears for the value

in beginning (where the chisel and cutting edge are connected) and periphery point due to the acute change of the cutting edge. Two last points of the measurements are placed at the periphery bezel of the drill. Their presence explains the quick change in the measured angles. The difference in values for the point placed at the radius around 2 mm can be explained as an aberrant point where two faces,  $A_{\gamma 3}$  and  $A_{\gamma 4}$ , are meeting (see Fig. 2.5). However, contrary to others face transition this one is abrupt. This change of faces alters the measure ambiguous and does not allow a correct measurement.

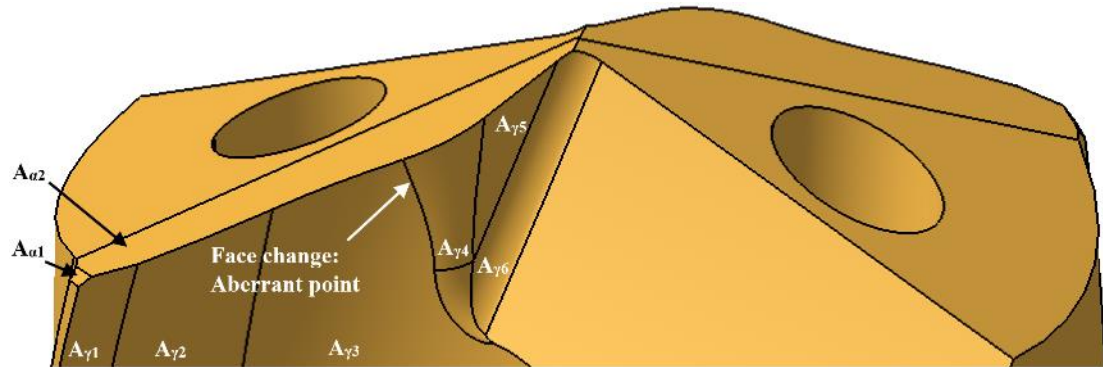


Fig. 2.5 Aberrant point of drill geometry.

The parameters necessary for the heat flux calculation, such as normal rake angle  $\gamma_n$ , the inclination angle  $\lambda_s$ , the normal shear angle  $\phi_n$ , the chip flow angle  $\eta$ , resultant cutting force direction normal angle  $\theta_n$  vary and affect the cutting forces on the cutting edge. The variations of those angles are illustrated in Fig. 2.7. The normal shear angle is obtained by equation (1.8). These angles show a fluctuation for radius around to 2 mm, at the beginning and at the periphery. The explanations of these fluctuations remain the same.

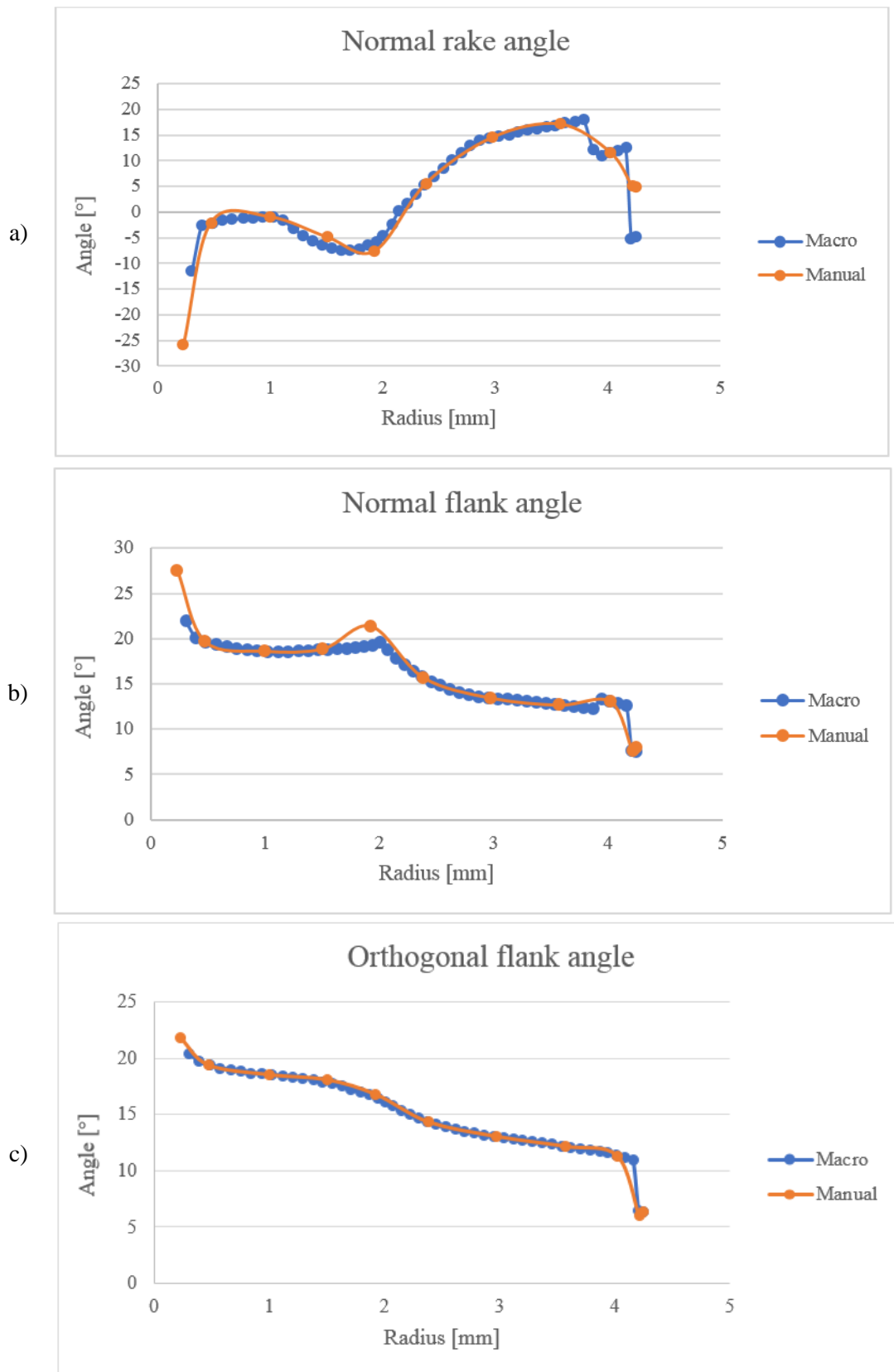


Fig. 2.6 Comparison of results obtained by macro and manual measure for (a) normal rake angle, (b) normal flank angle and (c) orthogonal flank angle.



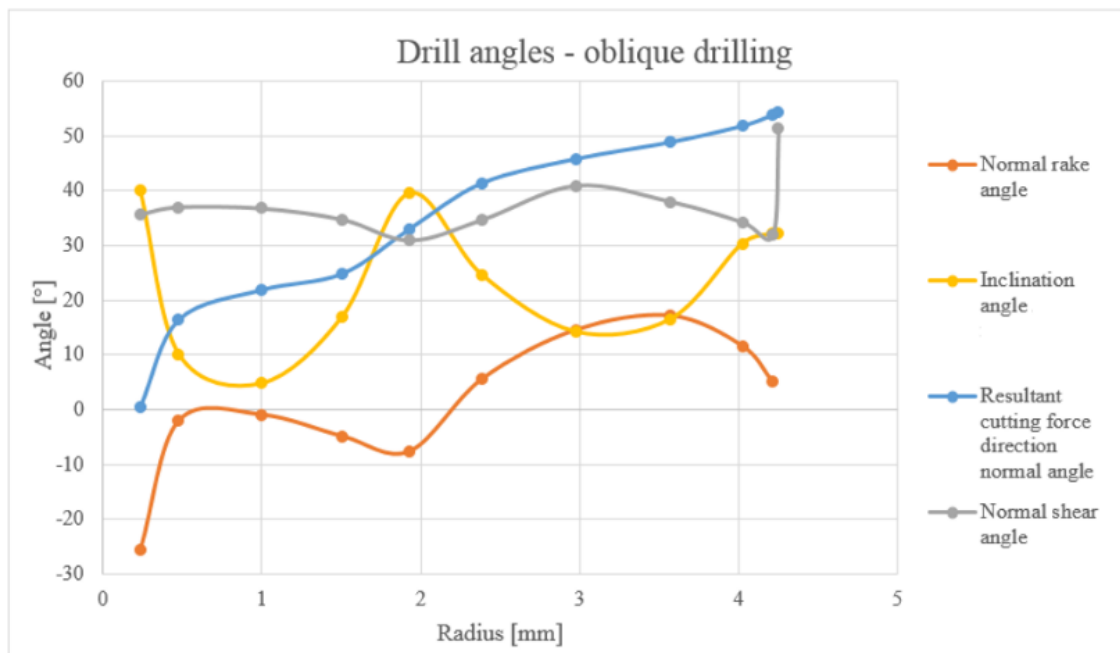


Fig. 2.7 Variation of angles along the drill cutting lip.

### 2.2.3 Drill geometry

Coated cemented carbide ((TiAl)N+NbN coating) drills were fabricated from uncoated rod. These rods were made of cemented carbide with 10% of Co and their properties are given in Fig. 2.8. According to the supplier the coolant channel can be described as smooth because they are created when the carbide is paste-like. However, the average roughness of the coolant channel is not known.

ISO-Range	K30 – K40	<b>Microstructure</b>	Ø 0.6 µm
Chemical Data		Tungsten Carbide α	unif. distr.
Co (%)	10	Blinding Phase β	-
WC incl. Doping (%)	90	Mixed Carbide γ	-
		Eta Phase η	-
<b>Physical Data</b>		<b>Areas of Application **</b>	
Density (g/cm <sup>3</sup> )	+4.5	Steels	
Hardness		Corrosion and heat resistant steels	
HV 30 (N/mm <sup>2</sup> )	1610	Stainless steels	
HRA	91.9	Non-ferrous metals	
Transverse Rupture Strength (N/mm <sup>2</sup> )	>4200	Nickel based alloys	
(1000 psi)	>609	Aluminium alloys	
K <sub>Ic</sub> * (Shetty) (MNm-3/2)	10.5	Cast Iron	
		Plastics	
<b>Metallographic Data</b>		<b>Microstructure</b>	
Porosity	≤ 02	Murakami-Etching	
≤10 µm A	00		
10 – 25 µm B	00		
C	00		

Fig. 2.8 Properties of blank material [94].

## 2.2.4 Work material and cutting parameters

The work material is Ti-6Al-4V titanium alloy. Its chemical composition and mechanical properties are specified in Appendix 4. The delivered workpiece was a plate of 40x100x500 mm and the drilling depth was 15 mm to avoid any impact of chip jamming. According to SECO SMG S12 [71] for ISO S material the recommended cutting parameters for drilling Ti-6Al-4V are the cutting speed of 50 m/min and the feed per revolution of 0.14 mm.

## 2.3 Experimental results

### 2.3.1 Chip thickness

Procedure to obtain the chip thickness is to scan the chip with a microscope Alicona, InfiniteFocusG5. Then, to take a cross section on the scanned chip at different locations along the edge (see Tab. 2.2) and to measure the thickness at all these locations (Fig. 2.9). The values of measured chip thickness are in Tab. 2.2 and visualised in Fig. 2.10.

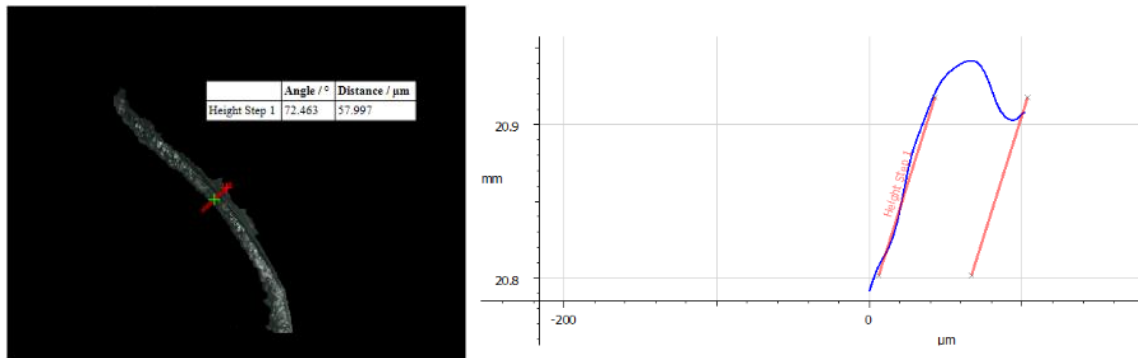


Fig. 2.9 Example of a chip thickness measurement on microscope Alicona.

Tab. 2.2 Experimental chip thickness.

Radius [mm]	0.25	0.50	1.00	1.50	1.90	2.40	3.00	3.60	4.00	4.20	4.50
Chip thickness [μm]	80	85	87	89	100	101	90	100	108	111	58

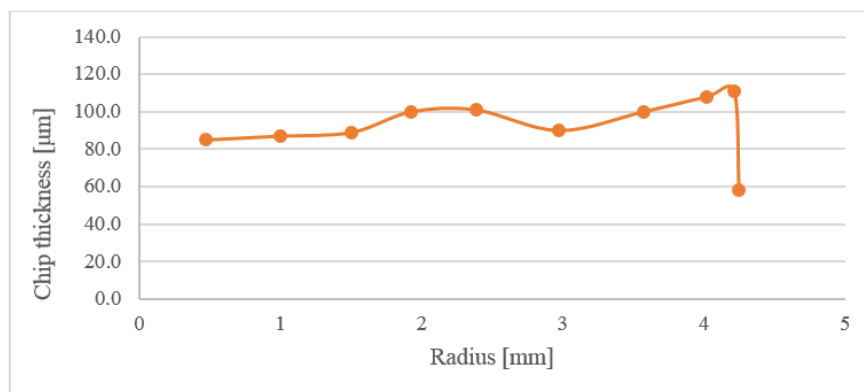


Fig. 2.10 Chip thickness.



The value of the chip thickness changes rapidly at the corner of the tool probably due to the evident changes at the tool geometry. The values of the chip thickness are used to calculate the chip compression ratio to predict the heat incoming to the tool (seen in sections 1.2.3 and 1.2.5).

### 2.3.2 Tool-chip and tool-workpiece contact lengths

The tool-chip contact length was measured on the drill rake face and the tool(flank)-workpiece contact length was measured on the drill flank face using the Zeiss microscope (see Fig. 2.11) after drilling of 98 holes. In Tab. 2.3 the experimental values are presented together with the theoretical values based on the equation (1.9). The Fig. 2.12 shows these values at different locations along the tool cutting edge.

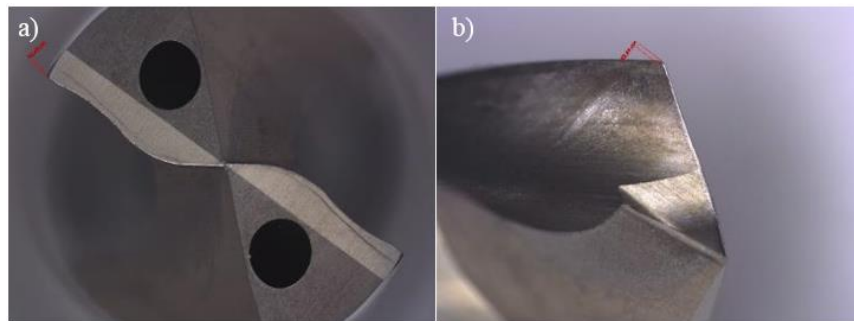


Fig. 2.11 Example of the a) tool(flank)-workpiece contact length, and b) tool-chip contact length.

Tab. 2.3 Experimental and theoretical tool-chip contact length.

Radius [mm]	0.25	0.50	1.00	1.50	1.90	2.40	3.00	3.60	4.00	4.20	4.50
Rake contact length [mm]	0.13	0.13	0.13	0.17	0.18	0.19	0.25	0.19	0.18	0.14	0.09
Flank contact length [mm]	0.02	0.04	0.04	0.03	0.04	0.04	0.04	0.04	0.05	0.05	0.03
Theoretical rake contact length [ $\mu\text{m}$ ]	96	92	101	111	165	181	209	273	302	283	187

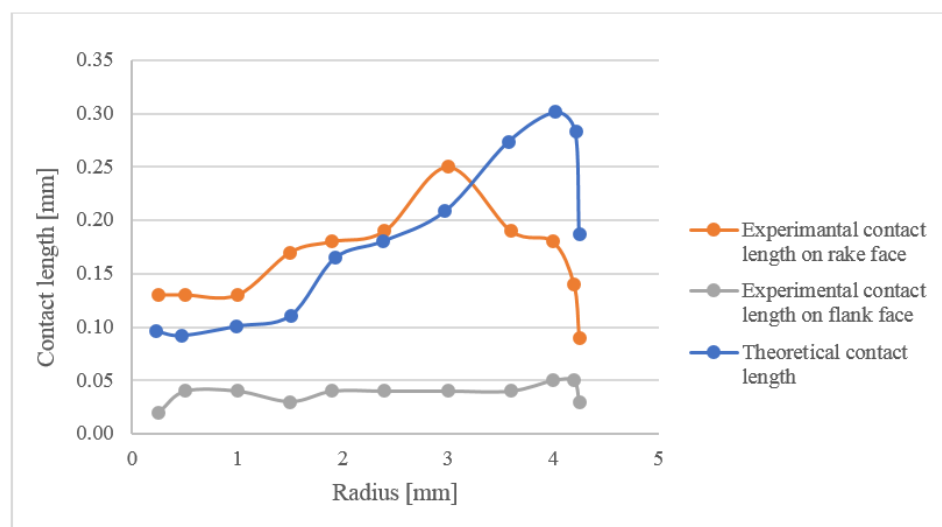


Fig. 2.12 Comparison of experimental and theoretical tool-chip contact length.

The values of the tool(flank)-workpiece contact length show mostly a constant course. The theoretical values of the tool-chip contact length do not show the accordance with the experimental values on the rake face.

### 2.3.3 Thrust and torque

The thrust force and torque measurements for a standard drill have been performed in previous study conducted by SECO in December 2018. The values were measured by KISTLER dynamometer and they are shown in Fig. 2.13.

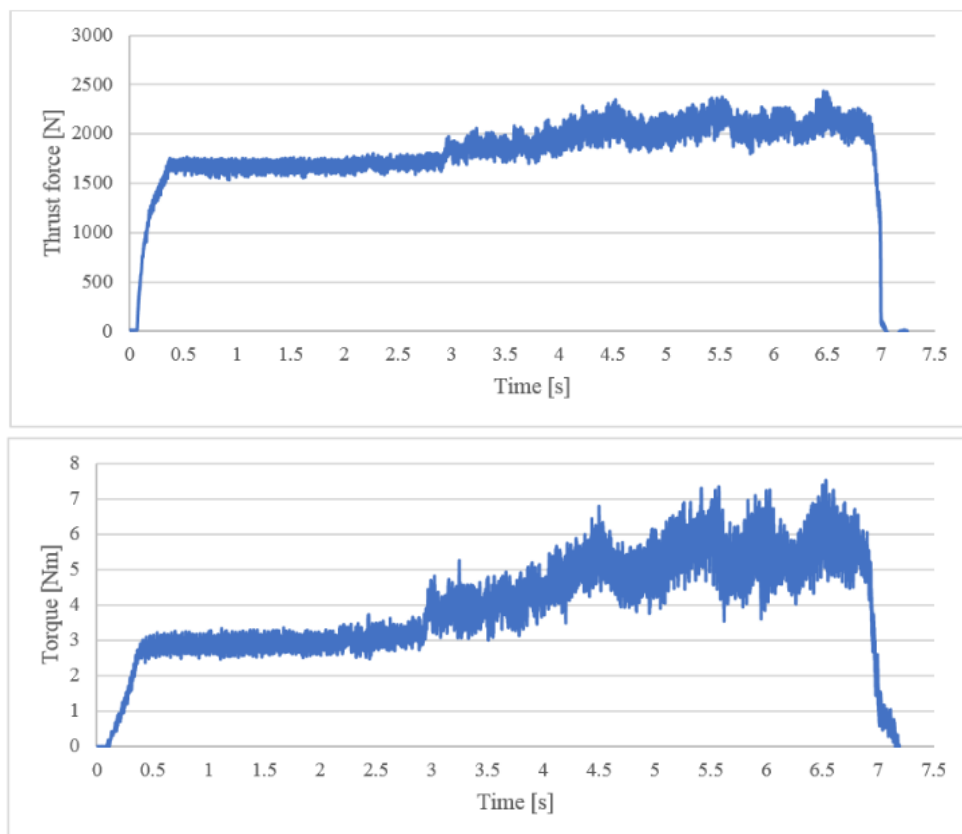


Fig. 2.13 Thrust force and torque course for the standard drill.

### 2.3.4 Tool wear tests

The distribution of tool wear was monitored, and photographs of the drill wear were taken at intervals of drilling length measure in the axial direction of 0-4.5-8.2-12.0-14.2-16.5-18.75-21.0-23.25-24.75 m. The interval is decided by experience from earlier tests in this material with this drill design. The flank wear of the standard drill is shown in Fig. 2.14. The values of the flank wear were measured in Zeiss microscope with CarlZeiss AxiomCam camera, AxioVision SE65 software with extended focus to get the depth in the photos and they are shown in Tab. 2.4.

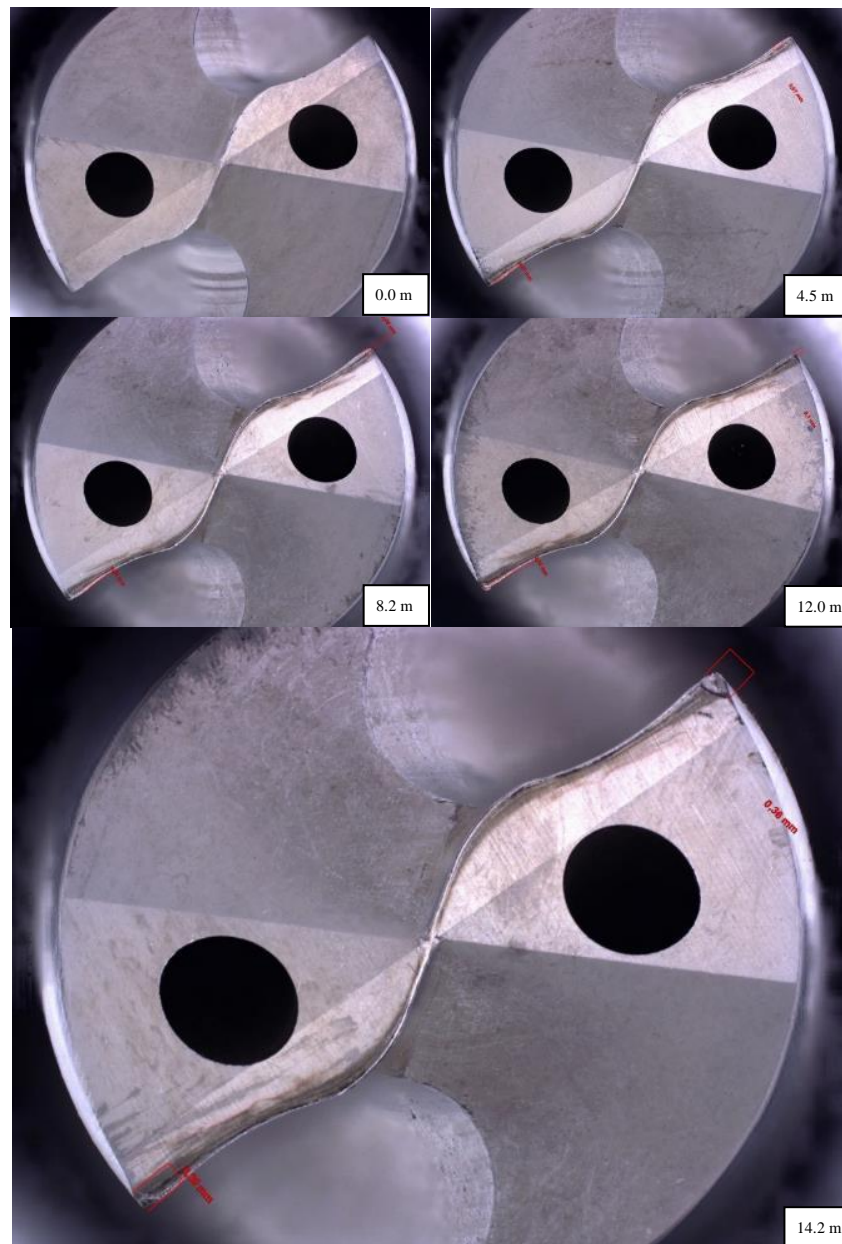


Fig. 2.14 Sequence of photographs of the flank face showing the evolution of the flank wear on the standard drill.

The standard drill reached the tool life criterium after 14.2 metres drilled length when the wear at the corner increased to 0.36 mm.

Tab. 2.4 The values of the wear on the flank face for the standard drill.

	0	4.5	8.2	12.0	14.2
Flank wear [mm]	0	0.07	0.08	0.10	0.36

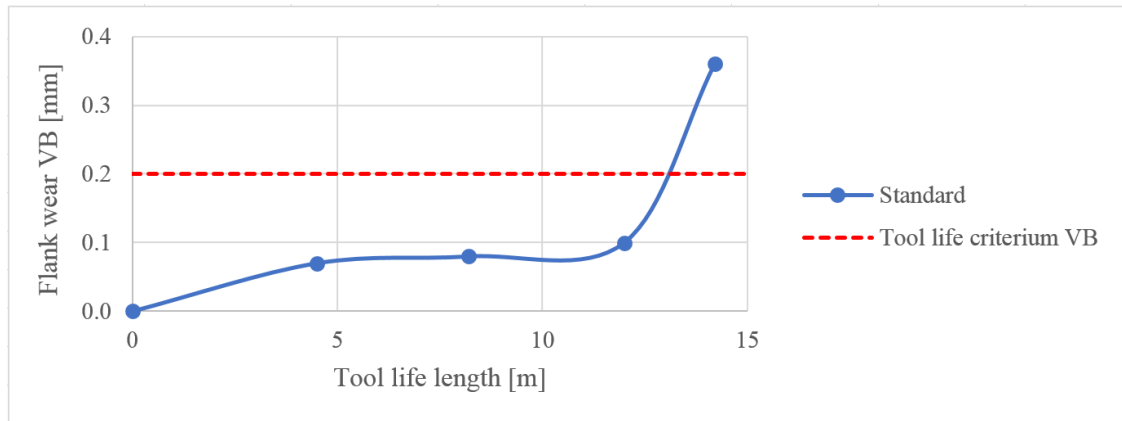


Fig. 2.15 The course of flank wear VB.

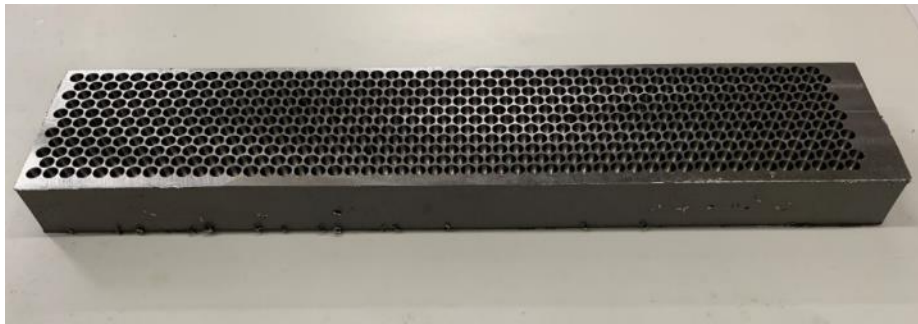


Fig. 2.16 The workpiece after tests.

The wall thickness between the holes remains 1 mm.

## 2.4 Preliminary study

As already mentioned in the bibliographic part of the work, the creation of simulations is demanding, and the results do not always directly correspond to the experimental results. The preliminary study was established to evaluate the credibility of the simulation results comparing to experimental results when studying the fluid flow rate. The simulation setup can be found in chapter 3 CFD Simulations.

To evaluate the fluid flow rate, the time, required for a certain amount of liquid to flow through the static drill mounted in the machine, is used to evaluate the flow. The flow of liquid is started and stopped after a certain time. The fluid flow time is measured. The liquid is collected in a vessel at the mouth of the drill. Then this amount is weighed, and the flow rate is calculated using the density of the liquid. The flow rate is measured for different pump pressure values. The standard drill is used for this study. The metalworking fluid is an emulsion. The pressure measurement was also done in the tool holder just before the fluid enters the drill. The flow rate values obtained during the experiment are used for the inlet mass flow in the simulation and the pressure derived from them is compared with the tests results. In this preliminary study only the intern volume representing the coolant channels is used for simulation (see Fig. 2.17).

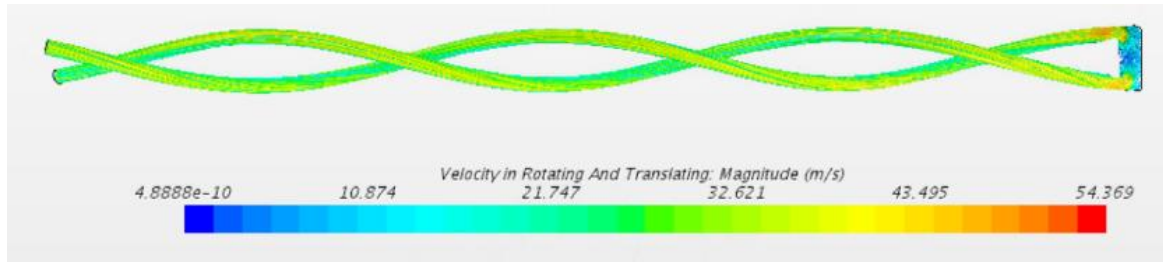


Fig. 2.17 Simulated course of the velocity of the fluid for 20 bar.

The measured values together with simulated results are summarised in Tab. 2.5 and displayed in Fig. 2.18.

Tab. 2.5 Experimental results of volumetric flow rate.

Pump pressure [bar]	Pressure in holder [bar]	Time [s]	Time [min]	Volume [L]	Flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]	Simulated pressure [bar]	Simulated velocity on inlet [m.s <sup>-1</sup> ]
7.5	6.0	30	0.5	1.80	3.6	8.6	20.3
10	10.0	30	0.5	2.08	4.2	11.2	23.4
15	15.0	20	0.33	1.70	5.1	16.0	28.7
20	19.0	20	0.33	2.01	6.0	21.5	34.0
25	24.0	15	0.25	1.70	6.8	26.6	38.3
30	28.0	10	0.17	1.30	7.8	33.9	43.9
35	33.0	10	0.17	1.37	8.2	37.3	46.3
40	38.0	10	0.17	1.44	8.6	40.7	48.6
45	42.5	10	0.17	1.54	9.2	46.0	52.0

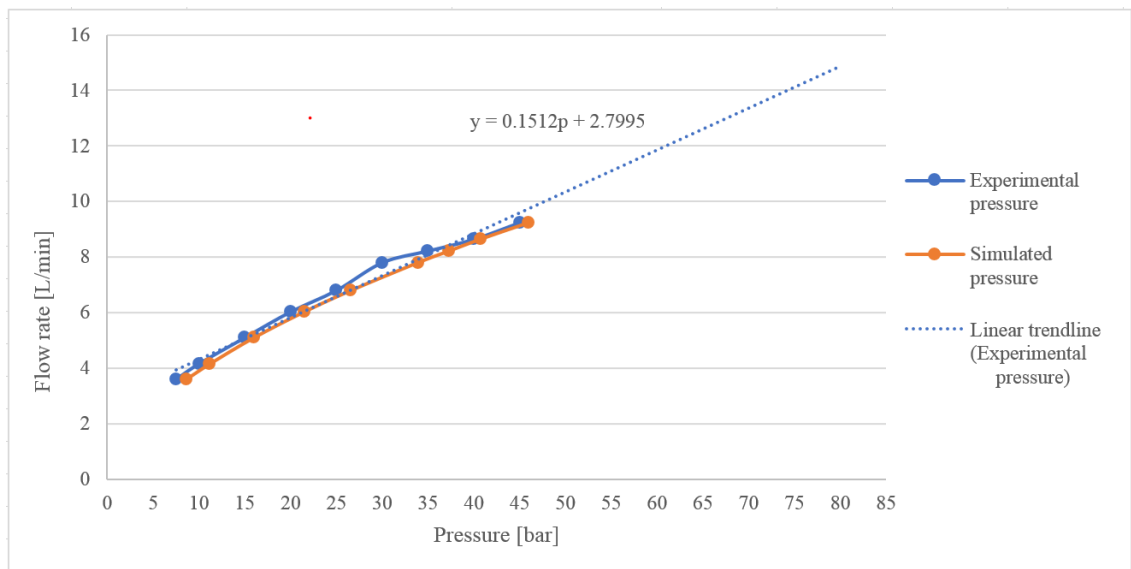


Fig. 2.18 Flow rate in function of the pressure.

According to [47] the experimental values are interspersed with a linear trendline. The simulated pressure values also show a linear behaviour however they are lower comparing to the experimental results. The main reason explaining this phenomenon may be the difference in viscosity of the experimental emulsion and water used in simulations.

### 3 CFD SIMULATIONS

#### 3.1 Purpose of the simulations

The main purpose of the CFD simulations is to predict the behaviour of MWF in drilling of Ti-6Al-4V, namely, to predict the effectiveness of the coolant action by modifying the coolant channel parameters (diameter and location on the drill flank face). These parameters will be optimised in order to increase the overall tool life.

#### 3.2 CFD model of drilling

A CFD model of drilling of Ti-6Al-4V was developed and simulated using commercial STAR-CCM+ software provided by Siemens. The software permits to simulate a wide range of complete multiphysics problems in traditional engineering disciplines. Above all, it is the first software providing the simulation of CFD and computational solid mechanics in a single environment.

The parameters influencing the behaviour of the MWF in drilling to be investigated are: (i) the coolant channel position at the drill flank face, (ii) channel diameter, and (iii) MWF (inlet) pressure.

The representation of the drill and fluid model is shown in Fig. 3.1. To minimize the duration of the simulation, by reduction of the cell number, the part of the drill which has no direct impact on the fluid behaviour was removed. The distance from the top of the drill to the cutting plane is 38 mm which should correspond to the hole depth.

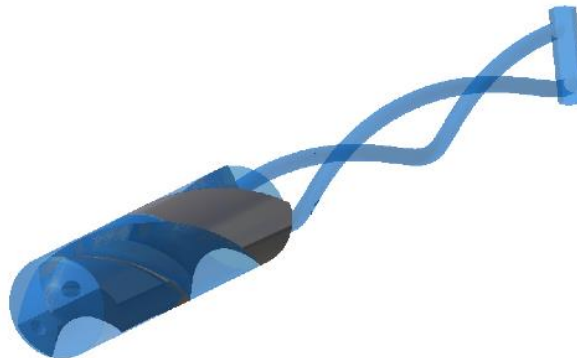


Fig. 3.1 Drill and fluid visualization.

All surfaces of the system are divided into the *Regions* with similar properties, which are defined by a *Boundary Type*. A boundary condition must be assigned to each surface to guide properly the behaviour of the simulated fluid. Different boundary conditions are distinguished by colours. In Fig. 3.2 the white colour represents the *Mass Flow Inlet*, the place where the fluid is flowing into the system and it is regulated by mass flow rate. The orange colour represents the *Pressure Outlet*, with the value of the outlet pressure equal to the atmospheric pressure. Other surfaces were set up as a *Wall* (non-slip condition), where its normal flow velocity at the surface is zero and the tangential velocity is equal to the velocity of the surface. Since the setup of the roughness significantly increases the simulation time, and because the value of the roughness is unknown, the wall is defined as smooth, i.e. the average roughness is 0  $\mu\text{m}$ .



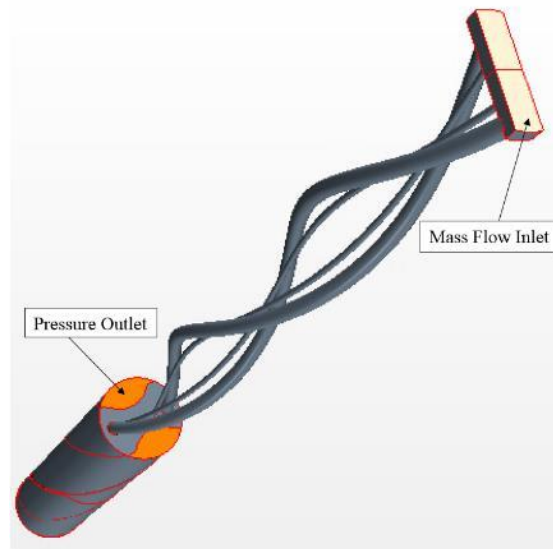


Fig. 3.2 Boundary conditions.

The selection of the mesh determines the precision of the results and the computational cost associated to the simulation. The *Surface Remesher* is chosen to repair the potential surface mesh defects. For the volume mesh the *Polyhedral Mesher* and *Prism Layer Mesher*, which serves to improve the simulation of the fluid behaviour close to the wall, are selected. The mesh *Base Size* is set up to 0.35 mm due to the small diameter of the coolant channel and it is adjusted to 0.07 mm in the top drill area which is the centre of interests (see Fig. 3.3). The *Number of Prism Layers* is 4 to remain the value of *Wall  $y_+$*  under 30. The final number of cells varies around 2.1 million.

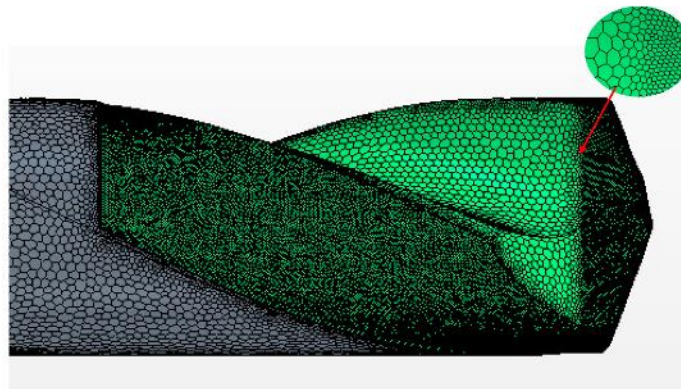


Fig. 3.3 Mesh and mesh refinement.

### 3.2.1 CFD model of drilling

The fluid model setting is: Three Dimensional, Steady, Liquid, Segregated Flow, Constant Density, Turbulent, K-Omega Turbulence (SST) with optional Segregated Fluid Temperature, Gravity and Cell Quality Remediation.

The drill model setting is: Three Dimensional, Steady, Solid with optional Segregated Solid Energy, Constant Density and Cell Quality Remediation.

Since the viscosity of the MWF is unknown and 93% is water, the fluid used in the simulations is water. Since the simulation is of a comparative nature and the conditions will be the same for all models, the results should not be invalidated by this substitution. The physical and thermal properties necessary for the simulations are given in Tab. 3.1 (for the drill material) and Tab. 3.2 (for fluid).

Tab. 3.1 Physical and thermal properties of drill material.

	WC-Co
Density [kg.m <sup>-3</sup> ]	14500
Thermal conductivity [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	60
Specific heat [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	134

Tab. 3.2 Physical and thermal properties of fluid.

	Water
Density [kg.m <sup>-3</sup> ]	997.561
Dynamic viscosity [Pa.s <sup>-1</sup> ]	8.8871 x 10 <sup>-4</sup>
Specific heat [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	4181.72
Thermal conductivity [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	0.620271
Turbulent Prandtl Number [-]	0.9

Since STAR CCM+ software cannot simulate the rotation with deforming mesh, the solution was to consider the rotation with a moving reference frame model using the parameters corresponding to the experimental cutting conditions.

The *Stopping Criterium* is set up to 1000 iterations as this number is usually enough for this configuration to converge and obtain the value of *Residuals* of 10<sup>-4</sup>.

### 3.2.2 Flow parameters

The simulation parameters do not allow to set the pressure value directly on the system inlet. According to the simulation setting the inlet pressure is determined as a function of flow values. The initial value of is determined using experimental results from the Preliminary study. Subsequently, the values of the simulated inlet flow are optimized on the individual simulated models in order to obtain pressure value on inlet of 20, 40 or 80 bar. The estimated values of flow per channel are 1.5 L/min, 2.15 L/min and 3.72 L/min.

The initial study made it possible to determine the approximative average fluid velocity in the coolant channel using Eq. (1.19). This was then used to calculate the Reynolds (*Re*), Dean (*De*) and Rossby (*Ro*) numbers according to equations (1.21), (1.22) and (1.23). The calculation shows the *Re* between  $30000 \leq 180000$ , *De* within the range of  $17000 \leq 73000$  and *Ro* resides between  $30 \leq 1100$ . The large Reynolds number suggests the flow is turbulent. The large *De* number implies large impact of centrifugal forces on motion of coolant caused by channel curvature. The *Ro* number suggest that rotation will not have a significant influence on the delivery of coolant. The turbulence intensity was calculated according to eq. (1.24) and resulting values range around 4% what correspond to commonly used value. The resulting calculations are shown in Appendix 5 and Appendix 6.



### 3.2.3 Heat flux

An area corresponding to the chip-tool and tool-workpiece contacts measured during the experimental tests is created on the rake and flank faces. Part of the heat generated by friction between the tool and workpiece/chip is entering the tool through these areas (Fig. 3.4).

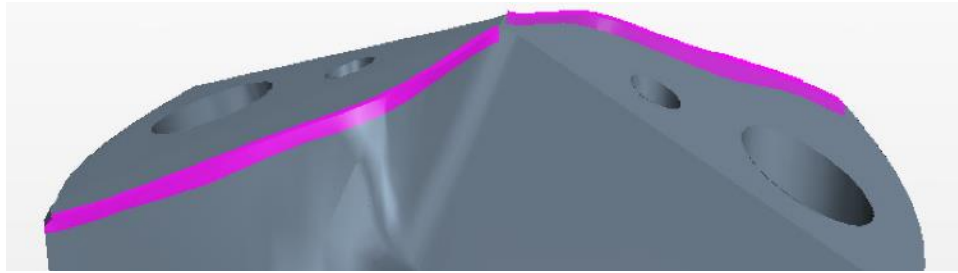


Fig. 3.4 Tool-chip contact length model.

Several partial calculations and measurement are conducted to obtain the heat flux generating by friction and entering the tool. The general procedure to calculate this heat flux is summarized in Fig. 3.5.

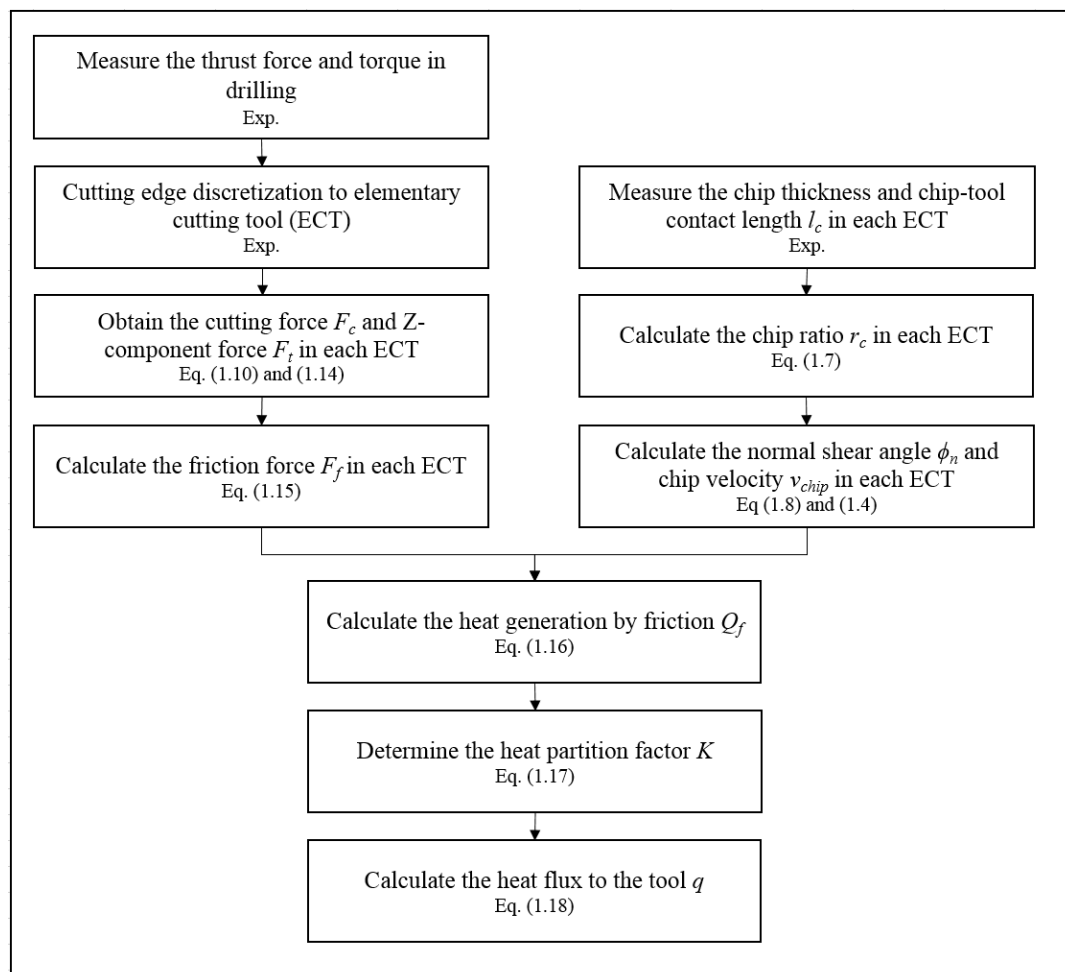


Fig. 3.5 Procedure of heat flux calculation.

The detail on the beginning thrust force measurement is given in Fig. 3.6. The initial phase when the drill is entering the material is divided in ECT segments according to examined point. Plans parallel to the drill axis are created at the top of the drill and passing through the considered ECT point. The minimum distance between those point determines the depth of the hole created by considered drill segment. The time necessary to create this part of the hole is calculated according to Eq. (1.3). The results of the calculations for specific ECT are in Appendix 7.

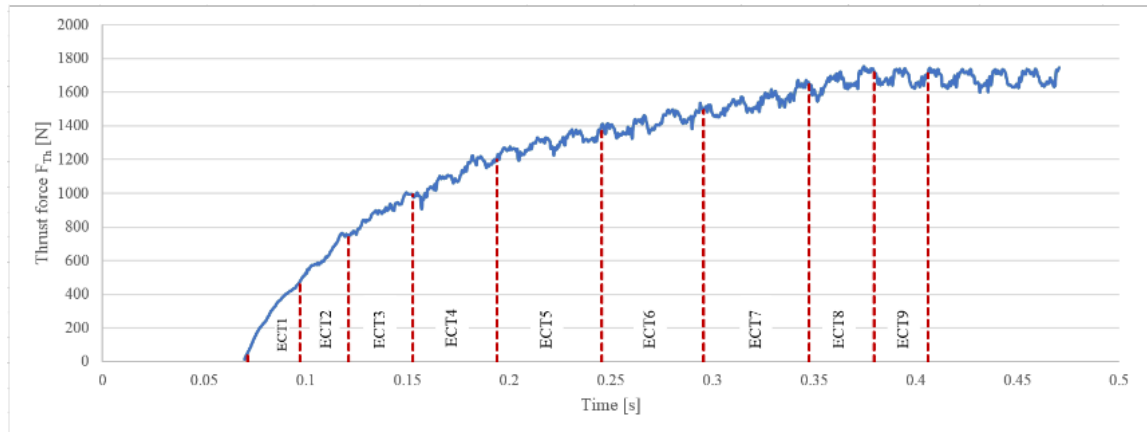


Fig. 3.6 Detailed thrust force course with ECT discretization.

Fig. 3.7 represents the variation of the heat partition factor  $K$  along the cutting edge. The evolution of  $K$  along the cutting edge proves is identical to the other studies found in the literature [35], with maximal value at the centre of the drill, and decreasing in the direction of periphery.

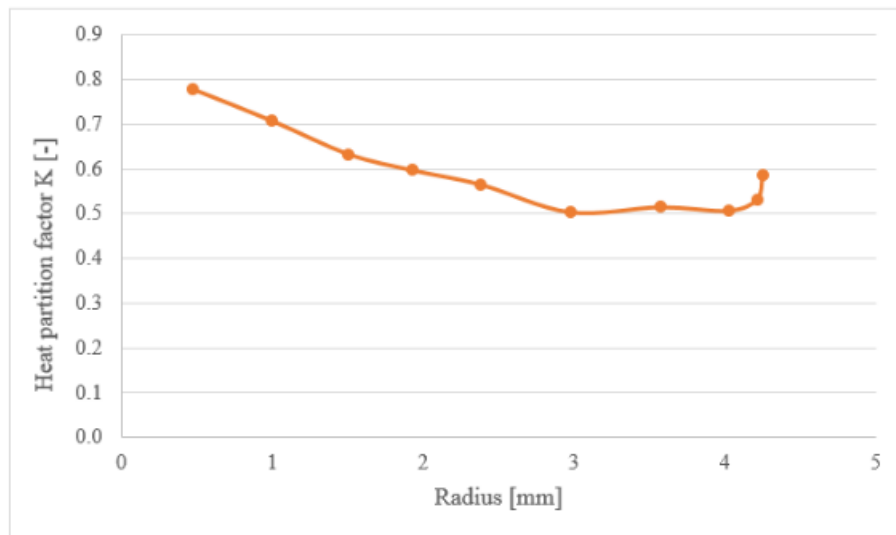


Fig. 3.7 Heat partition factor along the cutting edge.

The variation of heat flux into the tool along the cutting edge is visualized in Fig. 3.8. Its course does not correspond to any other found in the literature.

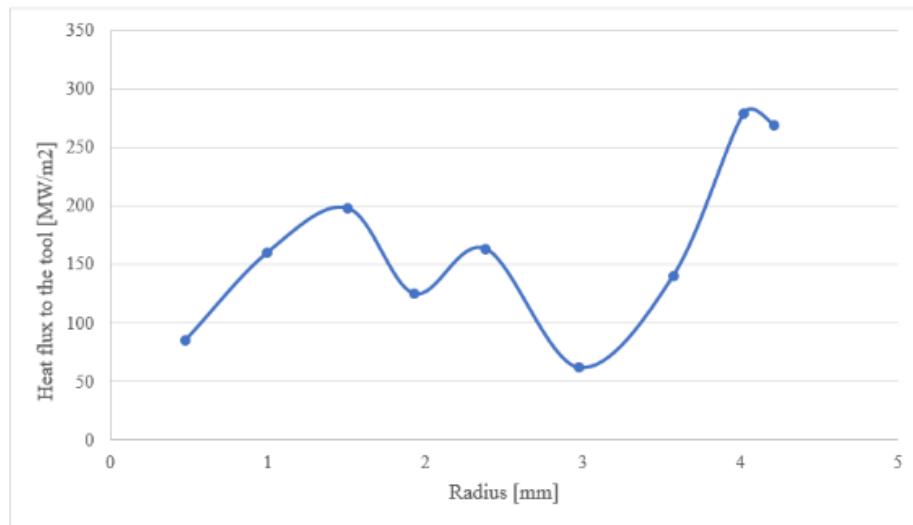


Fig. 3.8 Heat flux into the tool along the cutting edge.

The Fig. 3.9 shows the application of the heat flux on drill.

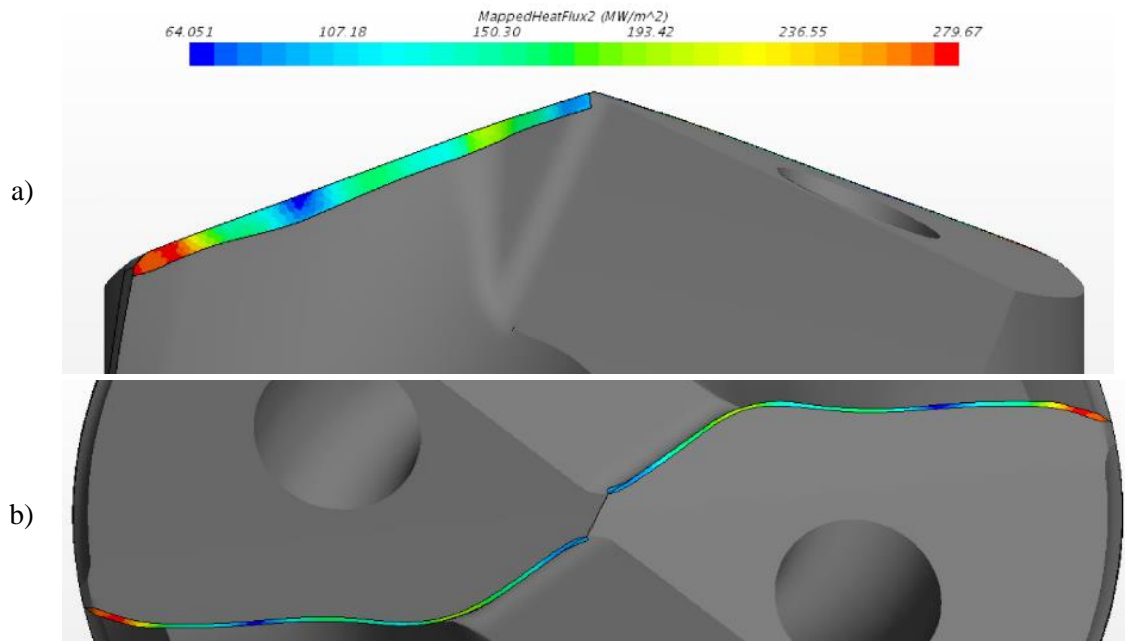


Fig. 3.9 Application of the heat flux from a) front and b) top view.

To set up the heat flux going to the drill an excel table is imported into to Start CCM+ software, and with help of a software tool *Data Mapper* the values are applied to these areas (the calculation and concrete values are in next chapter). The values are determined for specific points and the *Data Mapper* is using a Least Squares Interpolation Method to create a function for full-area application. The function must be applied in Start CCM+ software as *Thermal Specification – Heat flux* in drill boundaries but also on the interface as *Energy Source Option – Heat Flux*.

### 3.3 Selection of the values of the parameters to be investigated

#### 3.3.1 Influence of coolant channel diameter

The selection of the channel diameter was done according to the cross-section area of the coolant channel  $A_{chan}$  which is given by equation (3.1):

$$A_{chan} = \pi r^2 \text{ [mm}^2\text{]} \quad (3.1)$$

The coolant channel diameter of a standard drill is 1.4 mm what gives a cross-section area of 1.539 mm<sup>2</sup>. Different combinations of coolant channel diameters were studied, and their overview is done in Tab. 3.3 and the solutions chosen to be simulated are marked green. Namely the chosen combinations are 0.5x1.3 mm, 0.6x1.3 mm, 0.6x1.2 mm, 0.7x1.2 mm, 0.8x1.1 mm, 0.8x1.2 mm, 0.9x1.1 mm and 1.0x1.0 mm.

Tab. 3.3 Cross-section area of proposed combination of diameters.

		Diameter 2				
		1.4	1.3	1.2	1.1	1.0
Diameter 1	0.5	1.73573	1.523672	1.327323	1.146681	0.9817477
	0.6	1.822124	1.610066	1.413717	1.233075	1.0681415
	0.7	1.924226	1.712168	1.515818	1.335177	1.1702433
	0.8	2.042035	1.829978	1.633628	1.452987	1.288053
	0.9	2.175553	1.963495	1.767146	1.586504	1.4215707
	1.0	2.324779	2.112721	1.916372	1.73573	1.5707963

#### 3.3.2 Coolant channel position

As the tool penetrates the material, the cutting edge must be tough enough to withstand the penetrating pressures. The placement of the coolant channel can fragilize the cutting edge and cause premature destruction of the tool as the coolant fluid is introduced under certain hydraulic pressure. To minimize the premature damage a zone where is not recommended to put the coolant channel end position is defined and visualized in Fig. 3.10 as red hatching. According to the firm knowledge the minimum wall thickness is 0.3 mm between the coolant hole and the outer diameter of the tool and 0.7 mm between the coolant channel and the cutting edge. It is preferable to place the coolant channel on secondary flank face  $A_{\alpha 2}$ .

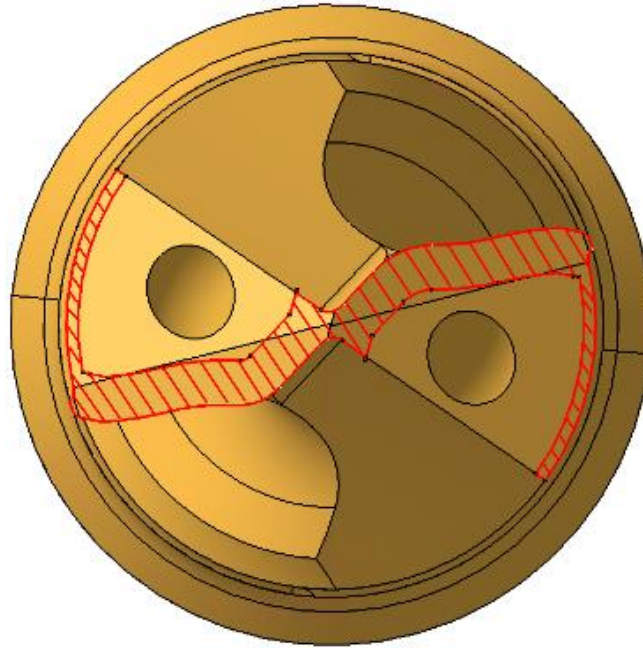


Fig. 3.10 Coolant channel zone to avoid.

The coolant channels are placed on two different locations relative to the cutting edge: on an axis of  $0^\circ$  which is defined by SECO production method (see Fig. 3.11a) and on secondary axis which is  $15^\circ$  closer to the cutting edge (see Fig. 3.11b). The smaller coolant channel diameter is placed closer to the drill centre.

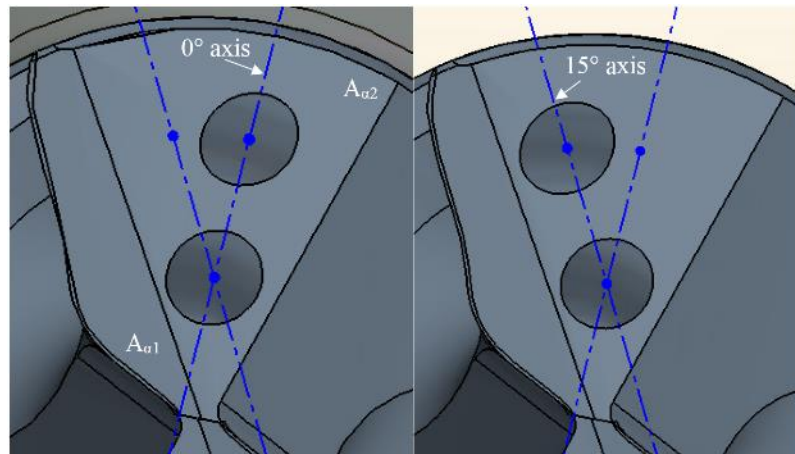


Fig. 3.11 Coolant channel location on a)  $0^\circ$  and b)  $15^\circ$  axis.

The summary of different simulated models is done in Appendix 8.

### 3.3.3 MWF (inlet) pressure

As it was mentioned above, the inlet pressure is expressed in function of the flow rate in order to obtain the inlet pressure of 20, 40 or 80 bar.

### 3.3.4 Simulated design table

The detailed simulation set up for standard drill and the fluid at the pressure of 20 bar is given in Appendix 9 as an exported text from STAR-CCM+.

### 3.4 Data extraction from the model

The punctual *Derived Parts* corresponding to individual ECTs are created to measure the temperature value at specific points (see Fig. 3.12).

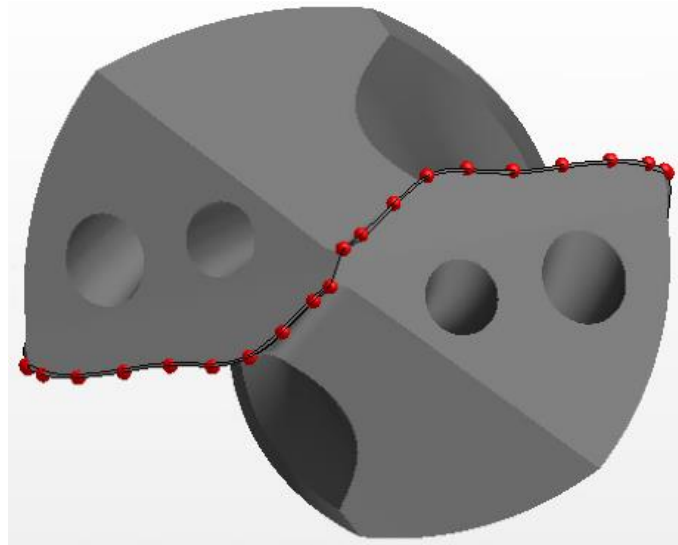


Fig. 3.12 Point probe positions along the cutting edge.

### 3.5 Simulated results

The CFD simulations permitted to calculate heat transfer to the fluid, the inlet volume flow rate necessary to reach the requested pressure, the velocity of the fluid, the maximum temperature of the drill, and temperature in the middle ECT. These calculations were performed for both drills. Finally, the optimized coolant channel design for the prototype drill is determined.

#### 3.5.1 Results for the standard and prototype drills

For the standard and the prototype drills, the MWF inlet pressure was intended 20, 40 and 80 bar. The obtained results are shown in Tab. 3.4 and represented in Fig. 3.13. Since the exact values of temperature are determined for few points, they are represented for inlet pressure of 20 bar in Fig. 3.14, of 40 bar in Fig. 3.15 and of 80 bar in Fig. 3.16.

Tab. 3.4 Results for standard drill and prototype.

		Standard			Prototype		
		20 bar	40 bar	80 bar	20 bar	40 bar	80 bar
Mass flow rate [kg.s <sup>-1</sup> ]		0.0725	0.1052	0.15228	0.0672	0.09888	0.14516
Inlet volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]		4.34	6.30	9.11	4.02	5.92	8.69
Inlet pressure [bar]		19.94	40.00	80.10	20.00	39.97	80.09
Heat transfer to the fluid [W]		291	340	287	284	322	169
Temperature of the drill [°C]	Maximum	975	866	757	962	922	864
	Beginning	154	136	121	148	132	120
	ECT1	236	204	184	251	217	187
	ECT2	441	380	330	480	411	354
	ECT3	614	533	475	682	597	537
	ECT4	592	505	432	654	589	462
	ECT5	652	572	485	830	464	685
	ECT6	380	318	353	461	333	333
	ECT7	626	532	457	599	462	440
	ECT8	956	865	761	891	750	779
	ECT9	808	700	608	850	753	755
Periphery		496	429	376	548	472	484

As for the inlet pressure, which was supposed to be the pressure required to be produced by pump, a higher flow rate is achieved when using standard drill. This phenomenon could be explained by the fact that the prototype has a larger contact area between the fluid and the channel wall, thus there occurs a greater loss of pressure. These should be even more pronounced when a non-zero roughness value is applied.

Heat transfer is assessed by the difference in energy of the fluid at inlet and outlet. As the pressure increases, the more heat should be transferred to the fluid, which should be heated, and its energy should increase. However, the heat transfer values does not show any replicates.

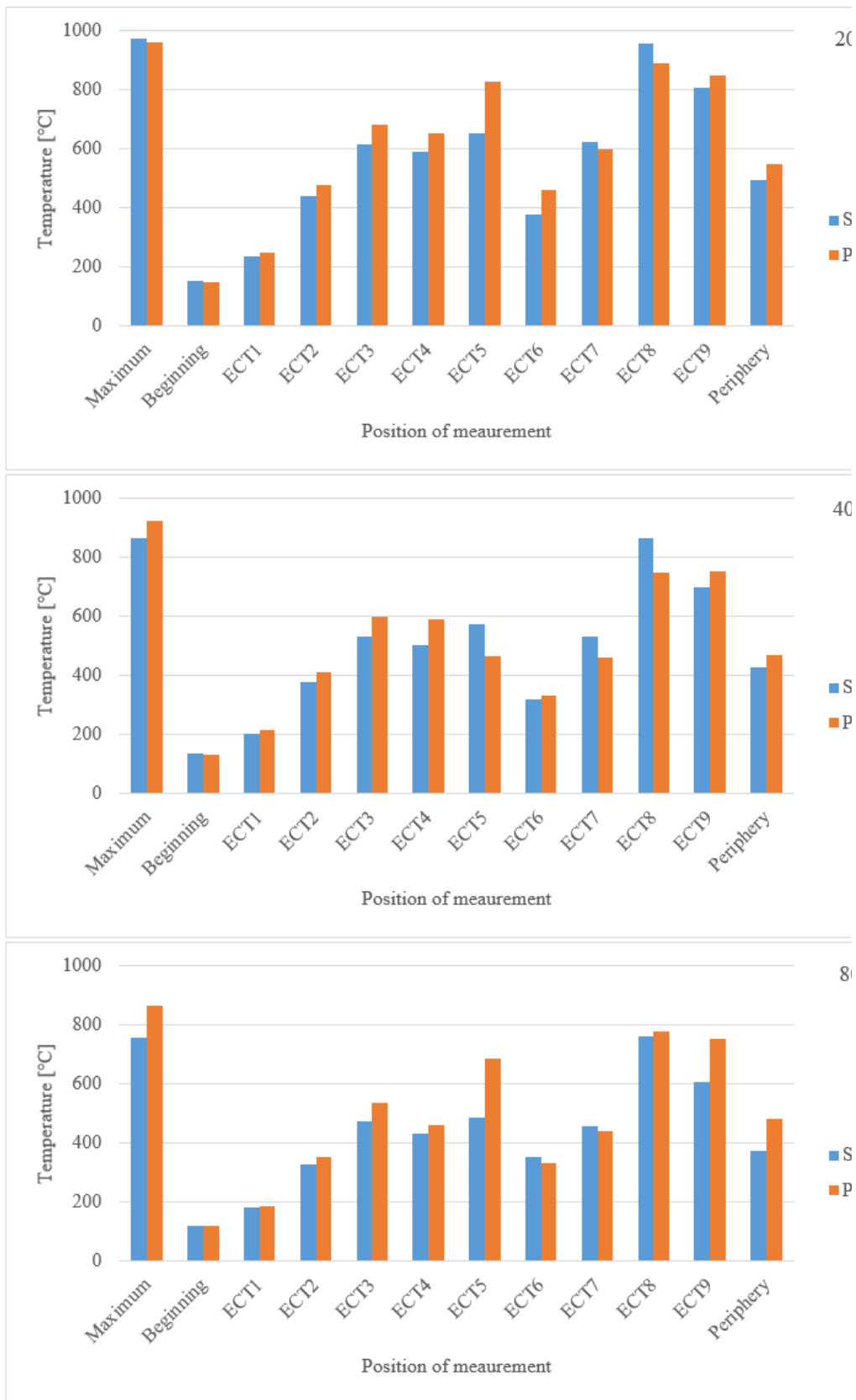


Fig. 3.13 Temperature values for standard and prototype drill for 20, 40 and 80 bar.



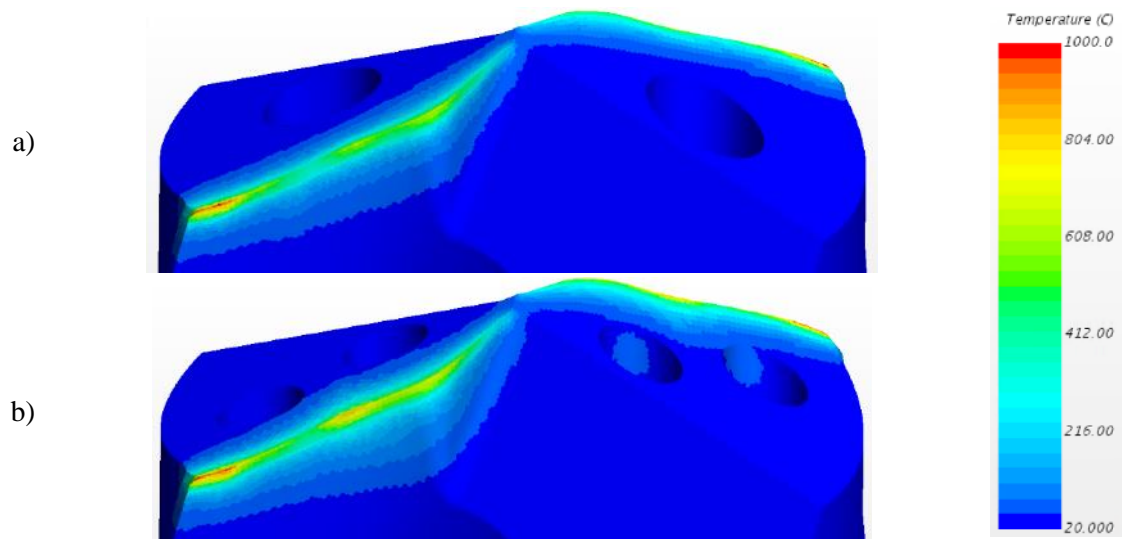


Fig. 3.14 Temperature distribution of a) standard drill and b) prototype for 20 bar.

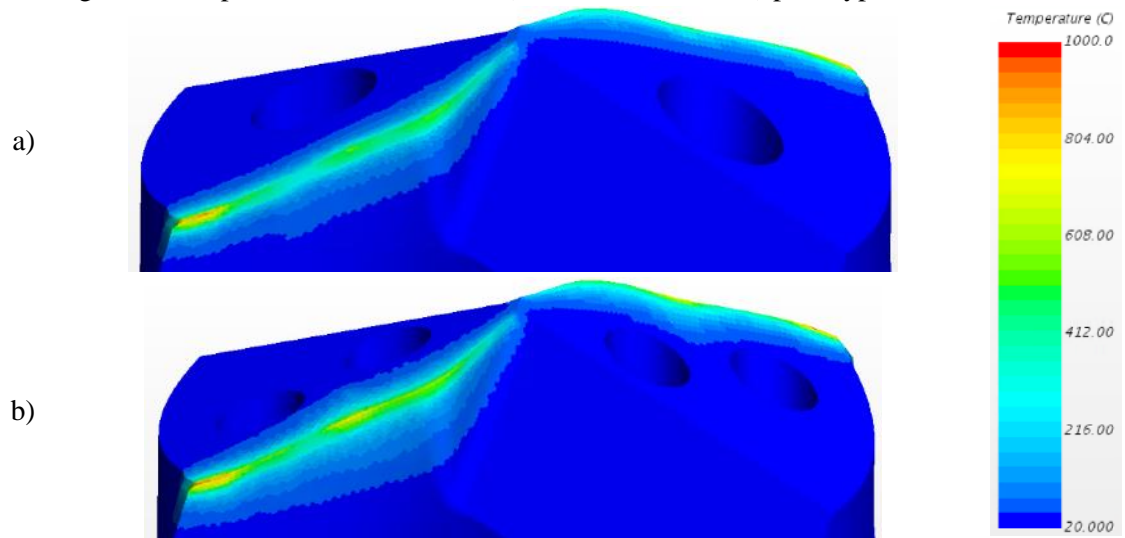


Fig. 3.15 Temperature distribution of a) standard drill and b) prototype for 40 bar.

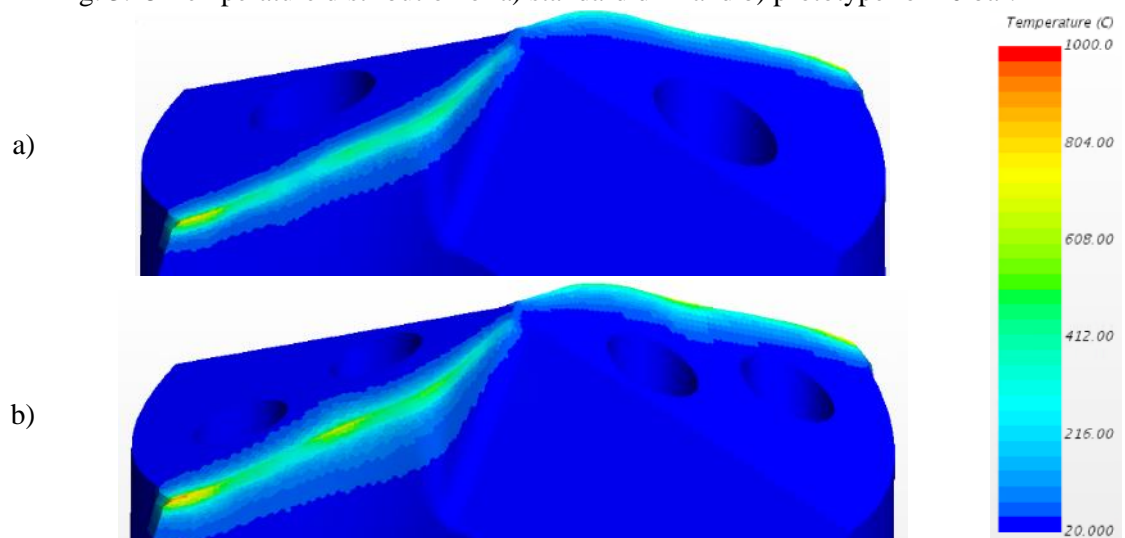


Fig. 3.16 Temperature distribution of a) standard drill and b) prototype for 80 bar.

According to the simulation results in ECT middle points, the highest temperature is measured in ECT8. This finding is valid for all performed simulations. However, the value at this point does not yet correspond to the highest measured temperature in the drill. According to the measurements at point ECT8, in the case when the inlet pressure is set to 20 bar, the prototype achieves a temperature reduction of 65 °C and in case of 40 bar of 115 °C. As this is a critical point, this reduction in temperature may indicate an improvement in the tool life. Conversely, at inlet pressure of 80 bar, the temperature at this point is lower when using a standard drill. From this it can be deduced that the efficiency of individual models depends on the applied conditions for the cutting fluid.

Further improvement in the use of prototype is identified in ECT5 and ECT6 at 40 bar. However, this phenomenon does not apply when using a different inlet pressure. In the other cases, the prototype does not reach lower values compared to a standard drill.

Regarding the temperature values, it is not possible to clearly prove whether the prototype would achieve better tool life.

In terms of temperature distribution (Fig. 3.14, Fig. 3.15 and Fig. 3.16), there is no noticeable decrease in temperature when using the prototype.

Fig. 3.17 shows the fluid velocity in the flank face, the same velocity scale is set for all simulations. For a better comparison between standard and prototype drills at different pressures, the same velocity scale is used. The simulation results show that the velocity of the fluid increases with the pressure. In the case of an inlet pressure of 80 bar, the maximum speed can reach 115 m/s.

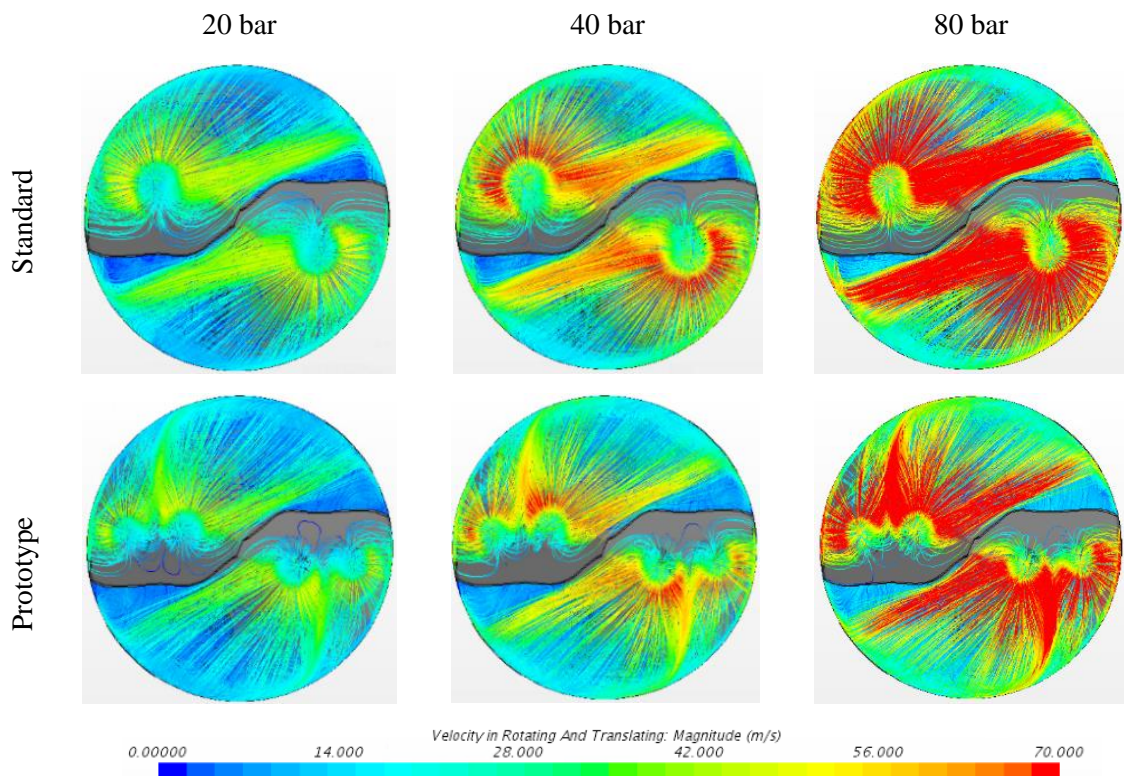


Fig. 3.17 Distribution of the fluid velocity for standard and prototype drills at different inlet pressures.

When using the prototype drill, it seems that the flow is better directed to the drill periphery near the cutting edge where higher cutting speeds, so high temperatures values are achieved.

Nevertheless, even with increasing pressure, the so-called dead zone (where the liquid does not reach the cutting edge), persists, which corresponds to what is already mentioned in the literature [17].

### 3.5.2 Optimized coolant channel design for the prototype drill

The objective is to determine the best combination of parameters related to the coolant channels and inlet pressure that minimize the drill temperature. In the procedure only two inlet pressures are used: 20 and 80 bars. The obtained results are shown in Appendix 10. The tables first show the resulting values of the different combinations of channel diameters for both channels' locations at the flank face ( $0^\circ$  and  $15^\circ$ ). When comparing temperature values, among the tested solutions, the one that reaches the lowest value for the given area is always marked in green. Due to the simulations' problems, the combination of parameters  $0.8 \times 1.1$  for an angle of  $15^\circ$  could not be tested.

As can be seen in Fig. 3.18, in the simulated models there is a direct relationship between the coolant channel area and the volumetric flow. It can be concluded that in the case of the angular position equal to  $15^\circ$ , a lower mass flow is achieved at the same inlet pressure.

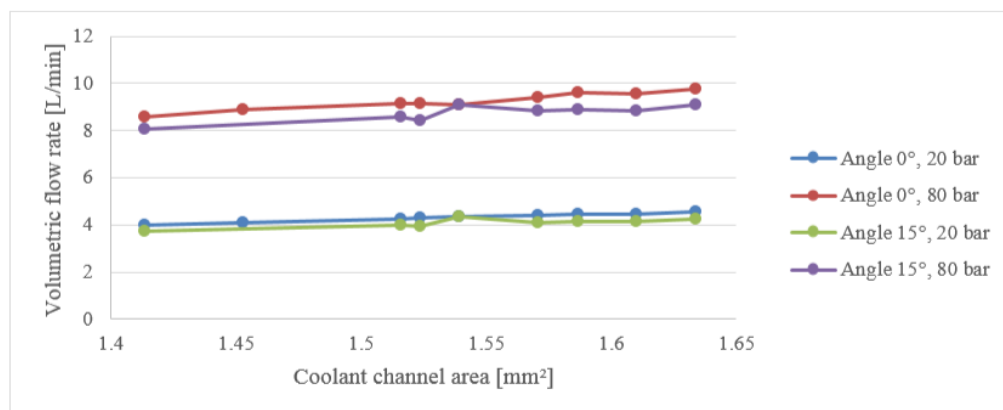


Fig. 3.18 Volumetric flow rate in function of coolant channel area.

The simulated temperatures for different combinations of parameters are represented for both standard and prototype drills in Fig. 3.19 for angle  $0^\circ$  and 20 bar, Fig. 3.20 for angle  $0^\circ$  and 80 bar, Fig. 3.21 for angle  $15^\circ$  and 20 bar, and Fig. 3.22 for angle  $15^\circ$  and 80 bar.

The horizontal bars represent simulated drill temperatures of coolant channel combinations. The vertical lines represent the temperature obtained by standard and prototype drills (Fig. 3.13) having the same coolant channel location as in the drilling tests, and enable to make comparison with optimized solutions.

Although the cooling channel is closer to the cutting edge for the position of  $15^\circ$ , the lower temperatures are achieved with angle position of  $0^\circ$ , for the same combination of channel diameters.

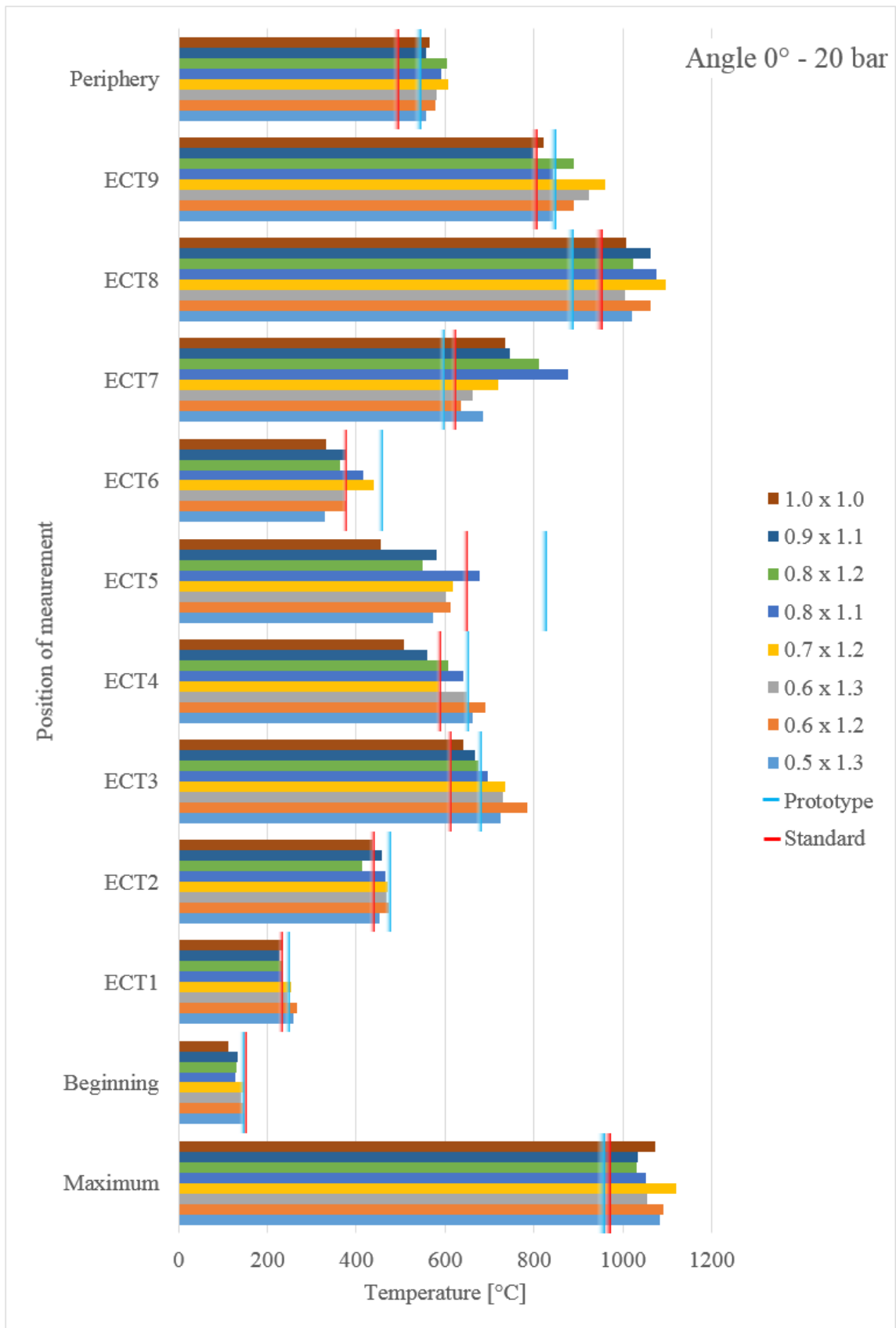


Fig. 3.19 Temperature values for proposed combination of angle 0° and inlet pressure of 20 bar.

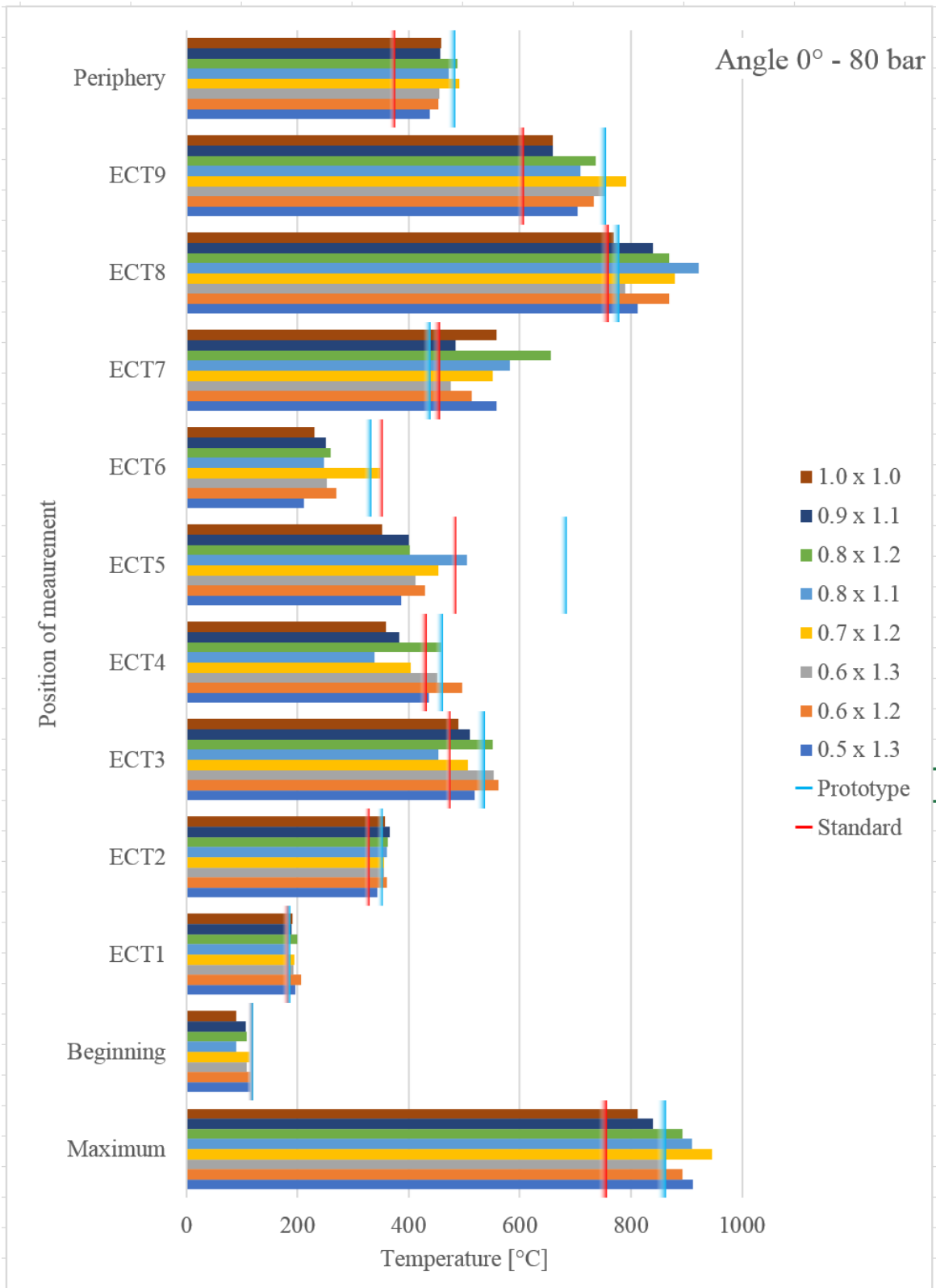


Fig. 3.20 Temperature values for proposed combination of angle 0° and inlet pressure of 80 bar.

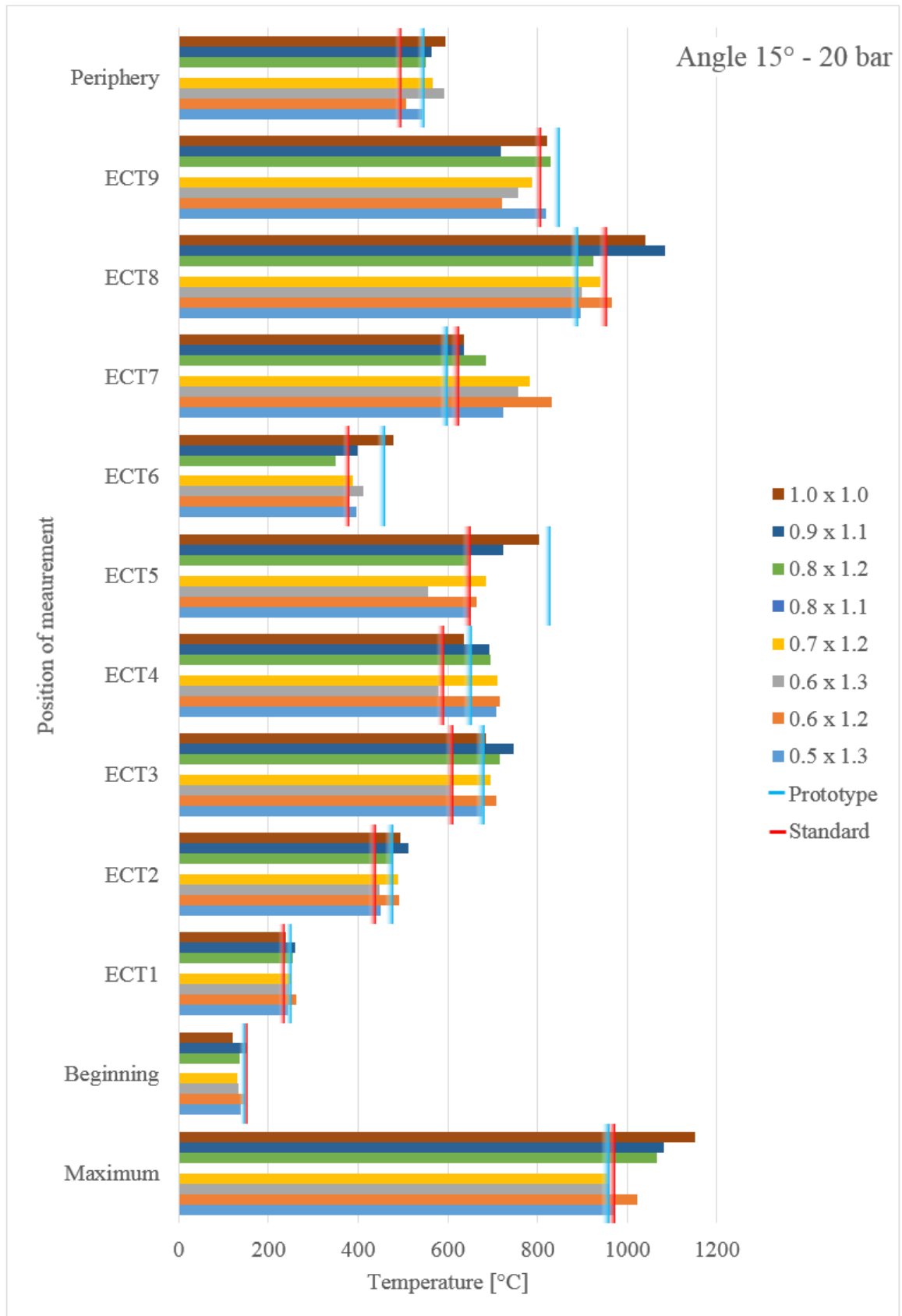


Fig. 3.21 Temperature values for proposed combination of angle 15° and inlet pressure of 20 bar.

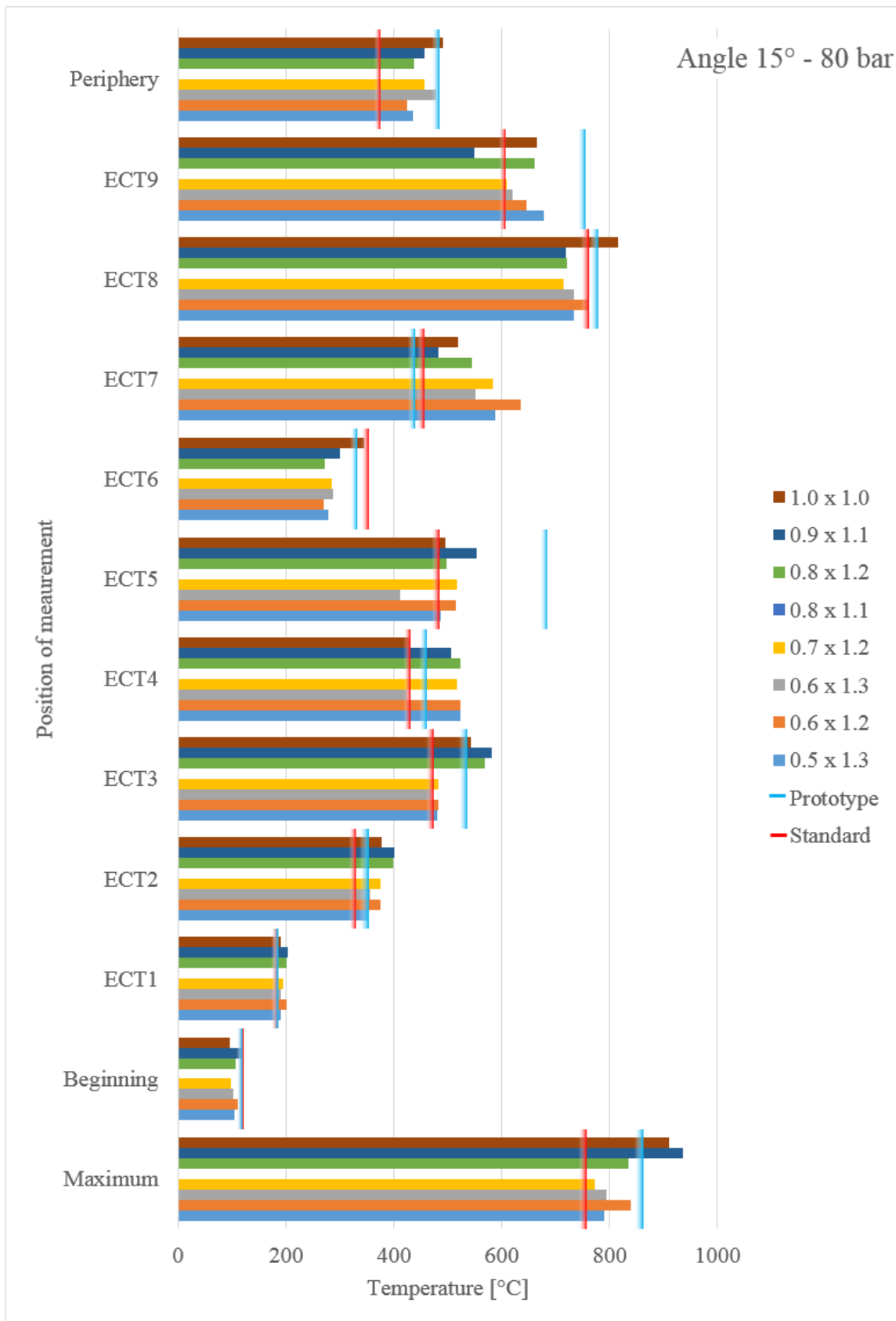


Fig. 3.22 Temperature values for proposed combination of angle 15° and inlet pressure of 80 bar.

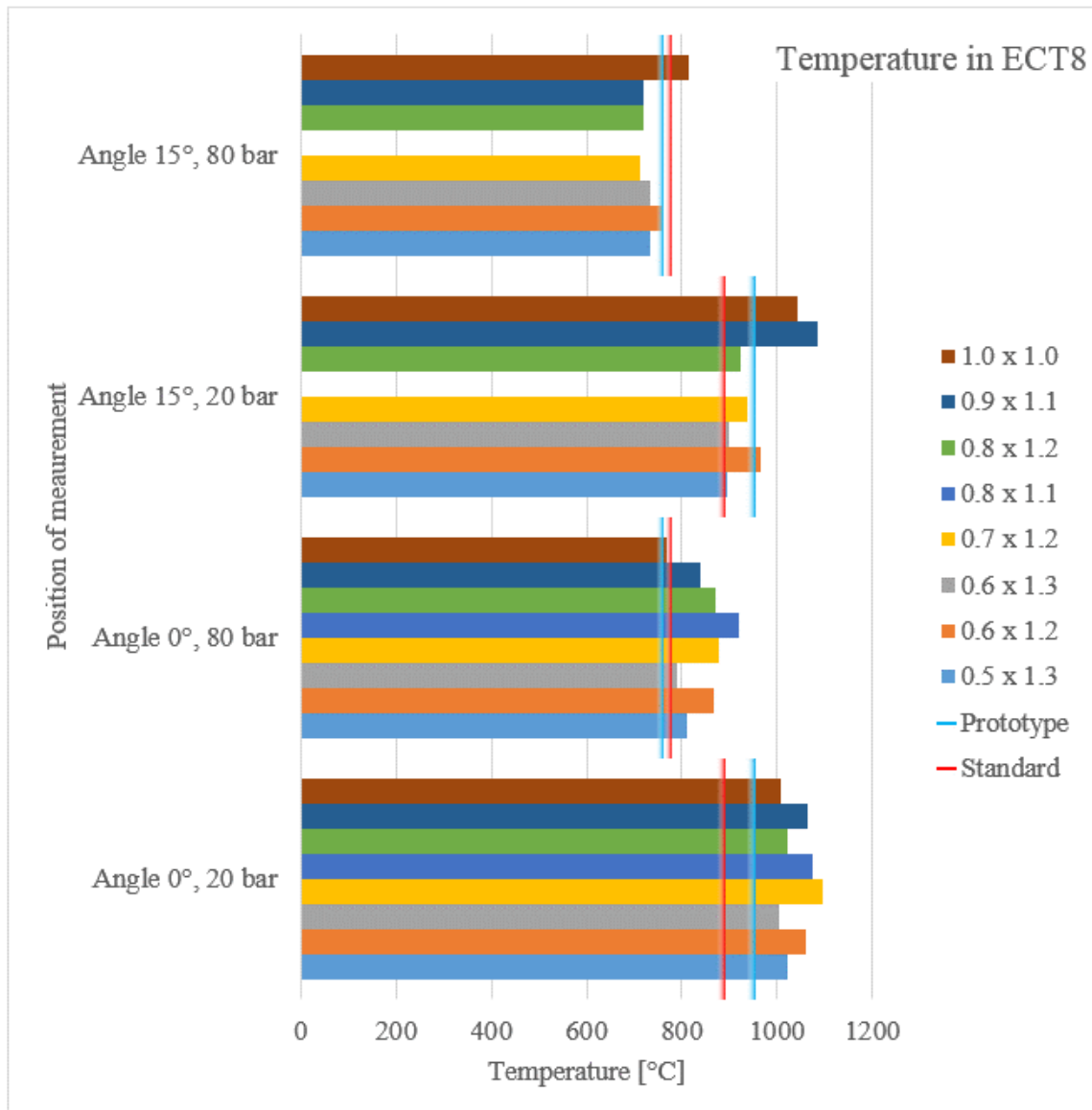


Fig. 3.23 Temperature values in ECT8 point.

Since none of the simulated coolant channel combinations clearly shows better results when comparing to the standard and prototype drills, the temperature at point ECT8 is selected to evaluate the effectiveness of the individual combinations of parameters, as it appeared to have the main influence in the case of standard and prototype drills. Fig. 3.23 shows the drill temperature at this concrete point for the different combinations position and inlet pressure. In the case of  $0^\circ$  angle position, none of the combinations shows an improvement over the standard drill and prototype. In the case of  $15^\circ$  angle position, lower values compared to the prototype are achieved for models 0.5 x 1.3, 0.6 x 1.3, 0.7 x 1.2 and 0.8 x 1.2 for 20 bar and for all models except 1.0 x 1.0 for 80 bars. Between these combinations, the combination of 0.6 x 1.3 reaches the same or possibly lower drill temperatures for most of the time compared to the prototype drill. The reason may be the increased area of the coolant channel, although the 0.8 x 1.2 model has a slightly larger area, but usually worse results than 0.6 x 1.3.



## 4 DISCUSSION

CFD simulations permit to verify the fluid behaviour of different the coolant channel geometries and thus to optimize it. An increase in tool life could lead to large economic savings. Especially in the case of the Ti-6Al-4V alloy, where the usual tool life is very short.

As it was not possible to compare concrete experimental results with the simulated values, the results of the simulations are inconclusive.

Constraints that may be a reason for inaccurate results and therefore would be worth considering for future work are mentioned:

- use of water as a coolant. As pointed out in the preliminary study, the effect of viscosity has a significant influence on the behaviour of the MWF;
- absence of chips. Chip formation and evacuation were not considered in the CFD model, which can affect the fluid flow, so the temperature distribution in the tool;
- inaccuracy prediction of heat flux to the drill. It can lead to an incorrect prediction of the temperature distribution on the drill. However, more accurate models are more time consuming and require more experimental input parameters;
- too coarse mesh for simulations. The use of a fine mesh is time-consuming, thus a coarse mesh is used. However, it can lead to deviations in the results;
- the software settings themselves. CFD simulations are not an exact science, many coefficients are only empirical, and they vary from one application to another. The selection of specific coefficients can affect the accuracy of the simulation results;
- absence of experimental thermal tests for verifying the accuracy of simulations. Only tool life tests were performed for the prototype drill, and no temperature measurements were performed at all.
- incorrect surface roughness of the coolant holes. Zero surface roughness is selected to reduce the simulation time. However, real surface roughness is required to get accurate simulation results. This surface roughness has a stronger effect on the results for the prototype drill, due to higher surface area of its coolant channels when compared to the standard drill.

As this study is purely comparative, some of the above points do not affect the simulation results. However, creating the most accurate simulated model can lead to finding the optimal drilling tool without having to always perform experimental tests and thus, lead to economic savings.

In order to improve the quality of the simulations and to bring them closer to the actual values, the following can be done:

- execution of experimental measurements of the surface roughness of the cooling channels. Since even manufacturers themselves do not know this value, experimental research would be beneficial;

- application of a more accurate thermal model. In cooperation with ENSAM in Cluny, a study has already been conducted on the prediction and simulation of temperatures generated during drilling in the Ti-6Al-4V;
- experimental tests to measure drilling temperatures;
- experimental measurement or at least theoretical calculation of the viscosity of the MWF;
- use of solid stress FEM analysis. The full version of STAR-CCM+ also allows modelling of solid stress. Thus, it is possible to simulate the heat generated during the machining operation and the behaviour of the fluid in one software without the need for further calculations. Alternatively, STAR-CCM+ can be connected to other FEM software, such as Abaqus.

The developed CFD model can be used to simulate other models with different geometry of cooling channels.

## CONCLUSION

The goals of this thesis were met. The first part of the work was a theoretical analysis of topics focusing on the drilling process, calculations necessary to estimate the heat generated during the machining operation, specific properties of titanium and its alloy Ti-6Al-4V, use and properties of metalworking fluids and fluid mechanics and their modelling using CFD simulations.

In the experimental part of the work, tool life tests of a new prototype drill with multiple cooling channels and a standard drill designed for drilling Ti-6Al-4V were performed under cutting conditions selected as a cutting speed of 50 m/s and a feed per revolution of 0.14 mm and cooling by 7% emulsion at a pressure of 40 bar. The tests were also used to obtain parameters such as chip thickness, tool-chip contact length, chip compression coefficient and measurement of time courses of shear forces and cutting moments necessary to predict the heat flux entering the tool.

The last part of the work dealt with the calculations and creation of a temperature CFD model mimicking the conditions of the experiment and deriving the behaviour of the fluid in standard and prototype drills. Based on this model, additional simulations were created to verify various parameters affecting cooling such as the position of the channel mouth on the drill flank face, a combination of different channel diameters while maintaining the same channel area and inlet pressures of 20 and 80 bar. The results of the simulations did not clearly show a better efficiency of any of the investigated solutions. However, they provided some conclusions that could be applied to further studies.

The limitations of this work were highlighted in the discussion and solutions for future studies were proposed. Based on this work, it is possible to simulate other designs of cooling channel geometry, which could not be verified due to time constraints.

**BIBLIOGRAPHY**

- [1] SURESH KUMAR, B., N. BASKAR, and K. RAJAGURU. Drilling operation: A review. *Materials Today: Proceedings* [online]. 2019, p. S2214785319331475. ISSN 22147853. Retrieved from: doi:10.1016/j.matpr.2019.08.160
- [2] DAVIES, M.A., T. UEDA, R. M'SAOUBI, et al. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals* [online]. 2007, vol. 56, no. 2, pp. 581–604. ISSN 0007-8506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2007.10.009
- [3] LI, R., P. HEGDE, and A.J. SHIH. High-throughput drilling of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2007, vol. 47, no. 1, pp. 63–74. ISSN 0890-6955. Retrieved from: doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.02.012
- [4] LAZOGLU, I. and C. ISLAM. Modeling of 3D temperature fields for oblique machining. *CIRP Annals* [online]. 2012, vol. 61, no. 1, pp. 127–130. ISSN 00078506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2012.03.074
- [5] KUZU, A.T., K.R. BERENJI, and M. BAKKAL. Thermal and force modeling of CGI drilling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2016, vol. 82, nos. 9–12, pp. 1649–1662. ISSN 0268-3768, 1433-3015. Retrieved from: doi:10.1007/s00170-015-7466-7
- [6] LAZOGLU, I., G. POULACHON, C. RAMIREZ, et al. Thermal analysis in Ti-6Al-4V drilling. *CIRP Annals* [online]. 2017, vol. 66, no. 1, pp. 105–108. ISSN 0007-8506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2017.04.020
- [7] BOYER, R.R. An overview on the use of titanium in the aerospace industry. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 1996, vol. 213, nos. 1–2, pp. 103–114. ISSN 09215093. Retrieved from: doi:10.1016/0921-5093(96)10233-1
- [8] EZUGWU, E.O. and Z.M. WANG. Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 1997, vol. 68, no. 3, pp. 262–274. ISSN 09240136. Retrieved from: doi:10.1016/S0924-0136(96)00030-1
- [9] BONNET, C. *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone* [online]. B.m., 2010 [accessed. 4. October 2020]. Arts et Métiers ParisTech. Retrieved from: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00540551>
- [10] MERZOUKI, J. *étude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V sous assistance cryogénique* [online]. B.m., 2018 [accessed. 27. July 2020]. phdthesis. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM. Retrieved from: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01874808>
- [11] BYERS, J.P. Selecting the 'perfect' metalworking fluid. *Tribology and Lubrication Technology*. 2006, pp. 29–36.

- [12] MAMIDI, V.K. and M.A. XAVIOR. A REVIEW ON SELECTION OF CUTTING FLUIDS. *Abhinav National, International Peer reviewed Refereed Journal*. 2012, vol. 1, no. 5. ISSN 2277-1174.
- [13] ASTAKHOV, V.P. *Drills: science and technology of advanced operations*. Boca Raton, Fla.: CRC Press/Taylor & Francis, 2014. Manufacturing design and technology series. ISBN 978-1-4665-8434-1.
- [14] MERZOUKI, J. *Impact de la géométrie des forets sur leur durée de vie*. Rapport de stage de Master recherche. Cluny: Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés. 2014.
- [15] FALLENSTEIN, F. and J.C. AURICH. CFD based Investigation on Internal Cooling of Twist Drills. *Procedia CIRP* [online]. 2014, vol. 14, pp. 293–298. ISSN 22128271. Retrieved from: doi:10.1016/j.procir.2014.03.112
- [16] JOHNS, A.S. *Computational Fluid Dynamic Modelling and Optimisation of Internal Twist-Drill Coolant Channel Flow* [online]. B.m., 2015 [accessed. 10. August 2020]. The University of Leeds. Retrieved from: /paper/Computational-Fluid-Dynamic-Modelling-and-of-Flow-Johns/2b1a7c15c925bbccc84bb4392e606807a277ff50
- [17] OEZKAYA, E., N. BEER, and D. BIERMANN. Experimental studies and CFD simulation of the internal cooling conditions when drilling Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2016, vol. 108, pp. 52–65. ISSN 08906955. Retrieved from: doi:10.1016/j.ijmachtools.2016.06.003
- [18] BIERMANN, D. and E. OEZKAYA. CFD simulation for internal coolant channel design of tapping tools to reduce tool wear. *CIRP Annals* [online]. 2017, vol. 66, no. 1, pp. 109–112. ISSN 00078506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2017.04.024
- [19] ISO 3002-1. *Basic quantities in cutting and grinding — Part 1: Geometry of the active part of cutting tools — General terms, reference systems, tool and working angles, chip breakers*. 1982.
- [20] ASTAKHOV, V.P. and J.P. DAVIM. Tools (Geometry and Material) and Tool Wear. In: *Machining* [online]. London: Springer London, 2008, p. 29–57. ISBN 978-1-84800-212-8. Retrieved from: doi:10.1007/978-1-84800-213-5\_2
- [21] UEDA, T. Cutting Temperature. In: THE INTERNATIONAL ACADEMY FOR PRODUCTION ENGINEERING, L. LAPERRIÈRE, and G. REINHART, eds. *CIRP Encyclopedia of Production Engineering* [online]. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014 [accessed. 21. July 2020], p. 334–345. ISBN 978-3-642-20616-0. Retrieved from: doi:10.1007/978-3-642-20617-7\_6412
- [22] POULACHON, G. Mécanismes fondamentaux de la coupe des métaux. In: . ENSAM Cluny. October 2019.
- [23] GRZESIK, W. Orthogonal and Oblique Cutting Mechanics. In: *Advanced Machining Processes of Metallic Materials* [online]. B.m.: Elsevier, 2017 [accessed. 22. July 2020], p.

93–111. ISBN 978-0-444-63711-6. Retrieved from: doi:10.1016/B978-0-444-63711-6.00006-5

[24] STABLER, G.V. The Fundamental Geometry of Cutting Tools. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* [online]. 1951, vol. 165, no. 1, pp. 14–26. ISSN 0020-3483, 2058-1203. Retrieved from: doi:10.1243/PIME\_PROC\_1951\_165\_008\_02

[25] ASTAKHOV, V.P. *Geometry of single-point turning tools and drills: fundamentals and practical applications*. London: Springer, 2010. Springer series in advanced manufacturing. ISBN 978-1-84996-052-6.

[26] ALTINTAS, Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. 2nd ed. Cambridge ; New York: Cambridge University Press, 2012. ISBN 978-1-107-00148-0.

[27] MERCHANT, M.E. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics* [online]. 1945, vol. 16, no. 5, pp. 267–275. ISSN 0021-8979. Retrieved from: doi:10.1063/1.1707586

[28] FRIEDMAN, M.Y. and E. LENZ. Investigation of the tool-chip contact length in metal cutting. *International Journal of Machine Tool Design and Research* [online]. 1970, vol. 10, no. 4, pp. 401–416. ISSN 00207357. Retrieved from: doi:10.1016/0020-7357(70)90001-6

[29] REN, C., Z. KE, G. CHEN, et al. Modeling of tool-chip contact length for orthogonal cutting of Ti-6Al-4V alloy considering segmented chip formation. *Transactions of Tianjin University* [online]. 2016, vol. 22, no. 6, pp. 525–535. ISSN 1995-8196. Retrieved from: doi:10.1007/s12209-016-2806-8

[30] FATIMA, A. and P.T. MATIVENGA. A review of tool–chip contact length models in machining and future direction for improvement. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* [online]. 2013, vol. 227, no. 3, pp. 345–356. ISSN 0954-4054, 2041-2975. Retrieved from: doi:10.1177/0954405412470047

[31] IQBAL, S.A., P.T. MATIVENGA, and M.A. SHEIKH. A comparative study of the tool–chip contact length in turning of two engineering alloys for a wide range of cutting speeds. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2008, vol. 42, no. 1, p. 30. ISSN 1433-3015. Retrieved from: doi:10.1007/s00170-008-1582-6

[32] OUTEIRO, J.C., P. LENOIR, and A. BOSSELUT. Thermo-mechanical effects in drilling using metal working fluids and cryogenic cooling and their impact in tool performance. *Production Engineering* [online]. 2015, vol. 9, no. 4, pp. 551–562. ISSN 0944-6524, 1863-7353. Retrieved from: doi:10.1007/s11740-015-0619-6

[33] BENO, T. and U. HULLING. Measurement of Cutting Edge Temperature in Drilling. *Procedia CIRP* [online]. 2012, vol. 3, pp. 531–536. ISSN 22128271. Retrieved from: doi:10.1016/j.procir.2012.07.091

[34] KUZU, A.T., K.R. BERENJI, B.C. EKIM, et al. The thermal modeling of deep-hole drilling process under MQL condition. *Journal of Manufacturing Processes* [online]. 2017, vol. 29, pp. 194–203. ISSN 15266125. Retrieved from: doi:10.1016/j.jmapro.2017.07.020

[35] LI, R. and A.J. SHIH. Tool Temperature in Titanium Drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* [online]. 2007, vol. 129, no. 4, pp. 740–749. ISSN 1087-1357, 1528-8935. Retrieved from: doi:10.1115/1.2738120

[36] KUMAR, A., R. BHARDWAJ, and S.S. JOSHI. Thermal modeling of drilling process in titanium alloy (Ti-6Al-4V). *Machining Science and Technology* [online]. 2020, pp. 1–25. ISSN 1091-0344, 1532-2483. Retrieved from: doi:10.1080/10910344.2019.1698607

[37] BONO, M. and J. NI. The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2006, vol. 46, nos. 7–8, pp. 901–907. ISSN 08906955. Retrieved from: doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.04.020

[38] ZEILMANN, R.P. and W.L. WEINGAERTNER. Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2006, vol. 179, nos. 1–3, pp. 124–127. ISSN 09240136. Retrieved from: doi:10.1016/j.jmatprotec.2006.03.077

[39] ISO 3685. *Tool-life testing with single-point turning tools*. 1993.

[40] GUHRING, K. Drill with cooling channel [online]. US4704055A. 3. November 1987. [accessed. 30. November 2019]. Retrieved from: <https://patents.google.com/patent/US4704055A/en>

[41] *How do they put those holes in carbide cutting tools?* [online]. Youtube video. Greene Tool Systems Inc. 9. June 2019 [accessed. 30. November 2019]. Retrieved from: [https://www.youtube.com/watch?time\\_continue=132&v=CE6OxXRwYgs&feature=emb\\_1ogo](https://www.youtube.com/watch?time_continue=132&v=CE6OxXRwYgs&feature=emb_1ogo)

[42] *How do they put coolant holes in rods* [online]. Youtube video. Greene Tool Systems Inc. 21. February 2013 [accessed. 30. November 2019]. Retrieved from: [https://www.youtube.com/watch?v=bo\\_IUu6U4ao](https://www.youtube.com/watch?v=bo_IUu6U4ao)

[43] LANGNAU, L. Material advances in metal 3D printing - Make Parts Fast. *Make Parts Fast* [online]. 21. December 2015 [accessed. 30. November 2019]. Retrieved from: <https://www.makepartsfast.com/material-advances-in-metal-3d-printing/>

[44] CLARKE, C. Metal 3D printing enables bone drill with intricate cooling system. *3D Printing Industry* [online]. 30. June 2017 [accessed. 30. November 2019]. Retrieved from: <https://3dprintingindustry.com/news/metal-3d-printing-enables-bone-drill-intricate-cooling-system-117340/>

[45] Up close and personal with Arcam's EBM technology. *3D Printing Media Network* [online]. 27. February 2020 [accessed. 27. June 2020]. Retrieved from:

<https://www.3dprintingmedia.network/up-close-and-personal-with-arcams-ebm-technology/>

[46] ZHANG, J., H. YUAN, J. ZHAO, et al. Viscosity estimation and component identification for an oil-water emulsion with the inversion method. *Applied Thermal Engineering* [online]. 2017, vol. 111, pp. 759–767. ISSN 13594311. Retrieved from: doi:10.1016/j.applthermaleng.2016.09.153

[47] ALLIOD, O., L. MESSEGER, H. FESSI, et al. Influence of viscosity for oil-in-water and water-in-oil nanoemulsions production by SPG premix membrane emulsification. *Chemical Engineering Research and Design* [online]. 2019, vol. 142, pp. 87–99. ISSN 0263-8762. Retrieved from: doi:10.1016/j.cherd.2018.11.027

[48] COLVIN, K.F. Cutting tool point [online]. US6056486A. 2. May 2000. [accessed. 28. June 2020]. Retrieved from: <https://patents.google.com/patent/US6056486/en>

[49] CTE STAFF. Farewell to BUE. *Cutting Tool Engineering*. 2001, vol. 53, no. 2, pp. 43–47.

[50] MÜLLER, D., B. KIRSCH, and J.C. AURICH. The influence of structured flank faces on cooling performance when drilling. *Procedia CIRP* [online]. 2019, vol. 82, pp. 415–420. ISSN 22128271. Retrieved from: doi:10.1016/j.procir.2019.03.274

[51] KAMMERMEIER, D. and B. BORSCHERT. Drill with cooling-lubricant channel [online]. US6045301A. 4. April 2000. [accessed. 28. June 2020]. Retrieved from: <https://patents.google.com/patent/US6045301A/en>

[52] *Solid Carbide Drill for High Efficiency Machining of Aluminium Alloys WSTAR Drill Series* [online]. B.m.: Mitsubishi Materials. 2013 [accessed. 28. July 2020]. Retrieved from: <http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/6014/4643/8979/b135g.pdf>

[53] *Aerospace applications* [online]. B.m.: Mitsubishi Materials. 2020 [accessed. 28. July 2020]. Retrieved from: [http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/3115/8752/9467/aerospace\\_a615g.pdf](http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/3115/8752/9467/aerospace_a615g.pdf)

[54] MACHADO, A.R. and J. WALLBANK. Machining of Titanium and its Alloys—a Review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* [online]. 1990, vol. 204, no. 1, pp. 53–60. ISSN 0954-4054, 2041-2975. Retrieved from: doi:10.1243/PIME\_PROC\_1990\_204\_047\_02

[55] SIBUM, H. Titanium and Titanium Alloys – From Raw Material to Semi-finished Products. In: *Titanium and Titanium Alloys* [online]. B.m.: John Wiley & Sons, Ltd, 2005 [accessed. 26. July 2020], p. 231–244. ISBN 978-3-527-60211-7. Retrieved from: doi:10.1002/3527602119.ch7

[56] LI, R. *Experimental and Numerical Analysis of High-Throughput Drilling of Titanium Alloys*. B.m., 2007. Ph.D. Dissertation. University of Michigan.



- [57] ROSNAN, R., M.N. MURAD, A.I. AZMI, et al. Effects of minimal quantity lubricants reinforced with nano-particles on the performance of carbide drills for drilling nickel-titanium alloys. *Tribology International* [online]. 2019, vol. 136, pp. 58–66. ISSN 0301679X. Retrieved from: doi:10.1016/j.triboint.2019.03.029
- [58] DORNFELD, D.A., J.S. KIM, H. DECHOW, et al. Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V. *CIRP Annals* [online]. 1999, vol. 48, no. 1, pp. 73–76. ISSN 00078506. Retrieved from: doi:10.1016/S0007-8506(07)63134-5
- [59] SUSHINDER, K., P.R. SHIVARAM, S.B. NIVEDH KANNAA, et al. Investigation of Thrust Forces, Torque and Chip Microstructure during Drilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. *Applied Mechanics and Materials* [online]. 2015, vol. 787, pp. 431–436. ISSN 1662-7482. Retrieved from: doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.787.431
- [60] RAMIREZ, C. *Critères d'optimisation des alliages de TITane pour améliorer leur USinabilité* [online]. B.m., 2017 [accessed. 27. July 2020]. phdthesis. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM. Retrieved from: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01685501>
- [61] PETERS, M., J. HEMPTENMACHER, J. KUMPFERT, et al. Structure and Properties of Titanium and Titanium Alloys. In: *Titanium and Titanium Alloys* [online]. B.m.: John Wiley & Sons, Ltd, 2005 [accessed. 27. July 2020], p. 1–36. ISBN 978-3-527-60211-7. Retrieved from: doi:10.1002/3527602119.ch1
- [62] ŠOB, F., VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ, ENERGETICKÝ ÚSTAV, et al. *Hydromechanika*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2008. ISBN 978-80-214-3578-0.
- [63] *Star CCM+ User Guide*. B.m.: Siemens PLM Software, 2018.
- [64] AHMAD, T., S.L. PLEE, and J.P. MYERS. *Fluent User's Guide*. no date, p. 2692.
- [65] ZAWAWI, M.H., A. SALEHA, A. SALWA, et al. A review: Fundamentals of computational fluid dynamics (CFD). In: *GREEN DESIGN AND MANUFACTURE: ADVANCED AND EMERGING APPLICATIONS: Proceedings of the 4th International Conference on Green Design and Manufacture 2018* [online]. 2018, p. 020252 [accessed. 29. June 2020]. Retrieved from: doi:10.1063/1.5066893
- [66] RAMAN, R.K., Y. DEWANG, and J. RAGHUWANSHI. A review on applications of computational fluid dynamics. *International Journal of LNCT*. 2018, vol. 2, no. 6. ISSN 2456-9895.
- [67] CASTRO DOI, M.L. *Improvement of the High Pressure Inducer*. Final internship report. 2017.
- [68] PAVELEK, M., VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ, and FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ. *Termomechanika*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2011. ISBN 978-80-214-4300-6.

[69] VLČEK, I.P. *MODELOVÁNÍ TURBULENTNÍHO PROUDĚNÍ*. Praha: České Vysoké Učení Technické v Praze, Fakulta strojní, Ústav procesní a zpracovatelské techniky. 2013.

[70] MENTER, F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal* [online]. 1994, vol. 32, no. 8, pp. 1598–1605. ISSN 0001-1452, 1533-385X. Retrieved from: doi:10.2514/3.12149

[71] *Holemaking - Catalogue et Guide Technique 2020.1*. B.m.: SECO, 2020.

[72] DVOŘÁK, M. *Technologie II*. 2nd ed. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2004. ISBN 80-214-2683-7.

[73] LÓPEZ DE LACALLE, L.N., J. PÉREZ-BILBATUA, J.A. SÁNCHEZ, et al. Using High Pressure Coolant in the Drilling and Turning of Low Machinability Alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2000, vol. 16, no. 2, pp. 85–91. ISSN 0268-3768, 1433-3015. Retrieved from: doi:10.1007/s001700050012

[74] HUMÁR, A. *TECHNOLOGIE I TECHNOLOGIE OBRÁBĚNÍ - 2.část. Studijní opory pro magisterskou formu studia “Strojírenské technologie”* [online]. Brno: BUT, Faculty of mechanical engineering, 2003. Retrieved from: [http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/studijni-opory/TI\\_TO-2cast.pdf](http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/studijni-opory/TI_TO-2cast.pdf)

[75] ABELE, E. and M. FUJARA. Simulation-based twist drill design and geometry optimization. *CIRP Annals* [online]. 2010, vol. 59, no. 1, pp. 145–150. ISSN 00078506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2010.03.063

[76] TOTTEN, G.E., ed. *ASM handbook: Friction, Lubrification, and Wear Technology*. 10th editon. Materials Park, Ohio: ASM International, 1990. ISBN 978-0-87170-377-4.

[77] SHAW, M.C., N.H. COOK, and P.A. SMITH. *The Mechanics of Three-Dimensional Cutting Operations*. B.m.: ASME, 1952.

[78] SHAMOTO, E. and Y. ALTINTAS. Prediction of Shear Angle in Oblique Cutting with Maximum Shear Stress and Minimum Energy Principles. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* [online]. 1999, vol. 121, no. 3, pp. 399–407. ISSN 1087-1357, 1528-8935. Retrieved from: doi:10.1115/1.2832695

[79] DAVIS, J.R. and ASM INTERNATIONAL, eds. General Guidelines for Selecting Cutting Tool Materials. In: J.R. DAVIS and ASM INTERNATIONAL, eds. *Tool materials*. Materials Park, OH: ASM International, 1995, ASM specialty handbook. ISBN 978-0-87170-545-7.

[80] WANG, H., T. WEBB, and J.W. BITLER. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented WC–Co composite. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* [online]. 2015, vol. 49, pp. 170–177. ISSN 02634368. Retrieved from: doi:10.1016/j.ijrmhm.2014.06.009

[81] MACHADO, F. de A.L., M.F. RODRIGUES, H. VARGAS, et al. Thermal properties of WC-10 wt. (%) Co alloys. *Materials Research* [online]. 2008, vol. 11, no. 1, pp. 37–41. ISSN 1516-1439. Retrieved from: doi:10.1590/S1516-14392008000100007

[82] SHARIF, S. and E.A. RAHIM. Performance of coated- and uncoated-carbide tools when drilling titanium alloy—Ti–6Al4V. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2007, vol. 185, nos. 1–3, pp. 72–76. ISSN 09240136. Retrieved from: doi:10.1016/j.jmatprotec.2006.03.142

[83] BRINKSMEIER, E., D. MEYER, A.G. HUESMANN-CORDES, et al. Metalworking fluids—Mechanisms and performance. *CIRP Annals* [online]. 2015, vol. 64, no. 2, pp. 605–628. ISSN 00078506. Retrieved from: doi:10.1016/j.cirp.2015.05.003

[84] *Solid Carbide Drill for Maching Heat Resistant Alloys* [online]. B.m.: Mitsubishi Materials. 2019 [accessed. 28. July 2020]. Retrieved from: [http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/4215/6955/2721/dsa\\_b256g.pdf](http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/4215/6955/2721/dsa_b256g.pdf)

[85] COMBRES, Y. Propriétés du titane et de ses alliages. 2010, p. 20.

[86] COMBRES, Y. Métallurgie et recyclage du titane et de ses alliages. *Ref: TIP554WEB - 'Élaboration et recyclage des métaux'* [online]. 10. June 1997 [accessed. 26. July 2020]. Retrieved from: <https://www-techniques-ingenieur-fr.rp1.ensam.eu/base-documentaire/archives-th12/archives-elaboration-et-recyclage-metaux-tiame/archive-1/metallurgie-et-recyclage-du-titane-et-de-ses-alliages-m2355/>

[87] ISO 5832-3. *Implants for surgery — Metallic materials — Part 3: Wrought titanium 6-aluminium 4-vanadium alloy*. 2016.

[88] ASM INTERNATIONAL, J.R. DAVIS, and ASM INTERNATIONAL, eds. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. [10. ed.], 6. print. Materials Park, Ohio: ASM International, 2000. ASM handbook, prepared under the direction of the ASM International Handbook Committee; Vol. 2. ISBN 978-0-87170-378-1.

[89] MERZOUKI, J., G. POULACHON, F. ROSSI, et al. Method of Hole Shrinkage Radial Forces Measurement in Ti6Al4V Drilling. *Procedia CIRP* [online]. 2017, vol. 58, pp. 629–634. ISSN 22128271. Retrieved from: doi:10.1016/j.procir.2017.03.226

[90] SUBRAMANIAN, J.S., N. BASKAR, M. GANESAN, et al. Study on Drilling Process Parameters - Review. *International Journal of Engineering Research*. 2018, vol. 6, no. 07, p. 7.

[91] SCHNABEL, D., E. ÖZKAYA, D. BIERMANN, et al. Modeling the motion of the cooling lubricant in drilling processes using the finite volume and the smoothed particle hydrodynamics methods. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* [online]. 2018, vol. 329, pp. 369–395. ISSN 00457825. Retrieved from: doi:10.1016/j.cma.2017.09.015

[92] HALL, N. Navier-Stokes Equations. NASA [online]. 5. May 2015 [accessed. 12. July 2020]. Retrieved from: <https://www.grc.nasa.gov/www/k-12/airplane/nseqs.html>

[93] WILCOX, D.C. *Turbulence Modeling for CFD*. B.m.: DCW Industries, Incorporated, 1994. ISBN 978-0-9636051-0-8.

[94] *Product Catalogue* [online]. B.m.: AFC Hartmetall. March 2019 [accessed. 13. August 2020]. Retrieved from: [https://www.afcarbide.de/fileadmin/kataloge/en/AFC\\_Catalog\\_EN.pdf](https://www.afcarbide.de/fileadmin/kataloge/en/AFC_Catalog_EN.pdf)

## LIST OF USED SYMBOLS AND ABBREVIATIONS

Abbreviation	Description
<b>2D</b>	two-dimensional
<b>3D</b>	three-dimensional
<b>AISI</b>	American Iron and Steel Institute
<b>Al</b>	aluminium
<b>BUE</b>	built up edge
<b>C</b>	carbon
<b>CAD</b>	Computer Aided Design
<b>CBN</b>	cubic boron nitride
<b>CCR</b>	chip compression ratio
<b>CFD</b>	Computational Fluid Dynamics
<b>CGI</b>	compacted graphite iron
<b>CNC</b>	Computer Numerical Control
<b>DNS</b>	Direct Numerical Simulation
<b>DPD</b>	Dissipative Particle Dynamics
<b>ECT</b>	Elementary Cutting Tools
<b>ENSAM</b>	Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
<b>EP</b>	exit position
<b>FDM</b>	finite difference method
<b>Fe</b>	iron
<b>FEM</b>	finite element method
<b>FeTiO<sub>3</sub></b>	ilmenite
<b>H</b>	hydrogen
<b>HSS</b>	High Speed Steel
<b>ISO</b>	International organization for standardization
<b>LES</b>	Large Eddy Simulation
<b>MQL</b>	minimum quantity lubrication
<b>MWF</b>	metalworking fluids
<b>N</b>	nitrogen
<b>O</b>	oxygen
<b>PCBN</b>	polycrystalline cubic boron nitride
<b>PCD</b>	polycrystalline diamond
<b>RANS</b>	Reynolds Averaged Navier-Stokes
<b>RTT</b>	Rotary Tool Temperature
<b>SAE</b>	Society of Automotive Engineers
<b>SFD</b>	solid film diamond
<b>SST</b>	Shear-Stress Transport
<b>Ti</b>	titanium
<b>Ti-6Al-4V</b>	Titanium alloy
<b>TFD</b>	thick film diamond
<b>(TiAl)N</b>	titanium aluminium nitride

<b>TiC</b>	titanium carbide
<b>TiN</b>	titanium nitride
<b>TiO<sub>2</sub></b>	rutile
<b>US</b>	United States
<b>USA</b>	United States of America
<b>V</b>	vanadium
<b>WC-Co</b>	tungsten carbide-cobalt

<b>Symbol</b>	<b>Unit</b>	<b>Description</b>
<b>A</b>	[%]	elongation
<b>A<sub>e</sub></b>	[m <sup>2</sup> ]	effective area of contact
<b>A<sub>chan</sub></b>	[mm <sup>2</sup> ]	cross-section area of the coolant channel
<b>A<sub>α</sub></b>	[-]	the flank of cutting tool
<b>A<sub>γ</sub></b>	[-]	the face of cutting tool
<b>D</b>	[mm]	diameter
<b>D<sub>cb</sub></b>	[mm]	diameter of the rods
<b>De</b>	[-]	Dean criterion
<b>D<sub>TK</sub></b>	[m]	helical diameter
<b>E</b>	[GPa]	Young's modulus
<b>E<sub>T</sub></b>	[W]	total energy
<b>F<sub>c</sub></b>	[N]	cutting force
<b>F<sub>fr</sub></b>	[N]	friction force
<b>F<sub>l</sub></b>	[N]	Y-component force
<b>F<sub>n</sub></b>	[N]	normal force
<b>F<sub>t</sub></b>	[N]	Z-component force
<b>F<sub>Th</sub></b>	[N]	thrust force
<b>G</b>	[GPa]	shear modulus
<b>GOL</b>	[mm]	gash overlap length
<b>HRA</b>	[-]	Rockwell Hardness, indenter type A
<b>I</b>	[-]	turbulent intensity
<b>K</b>	[-]	heat partition factor
<b>KT</b>	[mm]	crater depth of rake wear
<b>L</b>	[mm]	hole depth
<b>l</b>	[m]	cutting edge length
<b>l</b>	[mm]	the turbulent length scale
<b>L<sub>cb</sub></b>	[mm]	length of the rods
<b>P<sub>f</sub></b>	[-]	assumed working plane
<b>P<sub>n</sub></b>	[-]	cutting edge normal plane
<b>P<sub>o</sub></b>	[-]	tool orthogonal plane
<b>P<sub>p</sub></b>	[-]	tool back plane
<b>P<sub>r</sub></b>	[-]	tool reference plane
<b>Pr</b>	[-]	Prandtl number

$P_s$	[-]	tool cutting edge plane
$Q_f$	[W]	heat generation rate
$Q_m$	[kg.s <sup>-1</sup> ]	mass flow rate
$Q_v$	[L.min <sup>-1</sup> ]	volumetric flow rate
$Q_{v1}$	[L.min <sup>-1</sup> ]	MWF flow 1
$Q_{v2}$	[L.min <sup>-1</sup> ]	MWF flow 2
$R_1$	[N.s.m <sup>-5</sup> ]	hydraulic resistance 1
$R_2$	[N.s.m <sup>-5</sup> ]	hydraulic resistance 2
$Re$	[-]	Reynolds number
$Re_{dh}$	[-]	Reynolds number based on pipe hydraulic diameter
$R_m$	[MPa]	mechanical resistance
$Ro$	[-]	Rossby number
$R_{p0,2}$	[MPa]	yield strength
$S$	[m <sup>2</sup> ]	cross section area
$T$	[N.mm]	torque
$T$	[min]	tool life
$T_{fus}$	[°C]	melting point (liquidus)
$T_\beta$	[°C]	transus $\beta$
$VB$	[mm]	width of flank wear
$Z$	[%]	reduction of area
$d_h$	[mm]	hydraulic diameter
$d_{ch}$	[m]	tube diameter
$d_t$	[mm]	depth
$d_w$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	workpiece diffusivity
$f$	[mm]	feed per revolution
$h_D$	[mm]	uncut chip thickness
$h_{Dc}$	[mm]	chip thickness
$k$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-2</sup> ]	turbulent kinematic energy
$k_t$	[W.m.K <sup>-1</sup> ]	tool thermal conductivity
$k_w$	[W.m.K <sup>-1</sup> ]	workpiece thermal conductivity
$l_c$	[m]	tool-chip contact length
$n$	[rpm]	rotational speed
$P$	[bar]	pressure
$P$	[mm]	tool pitch
$q$	[W.m <sup>-2</sup> ]	heat flux
$r$	[mm]	drill radius
$r_c$	[-]	inverse value of chip compression ratio
$t$	[s]	time
$t_{AS}$	[s]	time of drilling operation
$u, v, w$	[m.s <sup>-1</sup> ]	velocity components
$v$	[m.s <sup>-1</sup> ]	velocity
$v_s$	[m.s <sup>-1</sup> ]	mean flow velocity
$v_c$	[m.min <sup>-1</sup> ]	cutting speed

$v_f$	[mm.min <sup>-1</sup> ]	feed rate
$v_{chip}$	[m.min <sup>-1</sup> ]	velocity of the leaving chip
$w_t$	[mm]	web thickness
$x, y, z$	[m]	coordinates
$\Lambda$	[-]	chip compression ratio
$\Upsilon_n$	[°]	normal rake angle
$\phi$	[J.k <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	specific heat capacity
$\phi$	[°]	chisel edge angle
$\phi_i$	[°]	oblique shear angle
$\phi_n$	[°]	normal shear angle
$\alpha$	[°C <sup>-1</sup> ]	coefficient of linear expansion
$\alpha, \beta, \gamma, \eta$	[-]	microstructural phases
$\alpha_i$	[°]	clearance angle
$\beta$	[°]	helix inclination angle
$\beta_i$	[°]	wedge angle
$\gamma_i$	[°]	rake angle
$\varepsilon_r$	[°]	point angle
$\eta$	[°]	chip-flow angle
$\theta_i$	[°]	oblique angle of resultant cutting force direction
$\theta_n$	[°]	normal angle of resultant cutting force direction
$\kappa_r$	[°]	tool cutting edge angle
$\lambda$	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	thermal conductivity
$\lambda_s$	[°]	inclination angle
$\mu$	[Pa.s]	dynamic viscosity
$\mu_t$	[Pa.s]	turbulent viscosity
$\nu$	[-]	Poisson's ratio
$\nu$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	kinematic viscosity
$\rho$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	density
$\sigma_{k1}, \sigma_{\omega2}, \beta_1, \sigma_{k2}, \sigma_{\omega2}, \alpha, \beta^*$	[-]	coefficients of the SST k- $\omega$ turbulence model
$\tau$	[Pa]	stress
$\omega$	[rad.s <sup>-1</sup> ]	angular velocity



## LIST OF APPENDICES

- |             |  |
|-------------|--|
| Appendix 1  | Technical data sheet of oil EMULCUT 116 W. |
| Appendix 2  | Point coordinates.                         |
| Appendix 3  | Drill angle measurement.                   |
| Appendix 4  | The workpiece material certification.      |
| Appendix 5  | Fluid parameters for different pressures.  |
| Appendix 6  | Fluid parameters for different diameters.  |
| Appendix 7  | Heat flux calculations.                    |
| Appendix 8  | Simulated models.                          |
| Appendix 9  | Simulation setup.                          |
| Appendix 10 | Simulation results.                        |

# APPENDIX 1

## Technical data sheet of oil EMULCUT 116 W.

### Teknisk datablad EMULCUT 116 W



EMULCUT 116 W er en bor og formaldehydfri højtydende kølesmøremiddel til bearbejdning af stål, støbejern, aluminiumlegeringer, og andre lignende legeringer. EMULCUT 116 W er et multifunktionel kølesmøremiddel og derfor egnet til flere forskellige bearbejdninger.

EMULCUT 116 W indeholder ca. 32% mineralolie og 15% ester med høj smøreevne. EMULCUT 116 W-emulsion giver en høj levetid og fremragende overfladefinish på grund af den særlige råvare kombination. Emulsionerne giver langtidsstabilitet, selv uden formaldehyd. EMULCUT 116 W indeholder ingen sekundære aminer eller nitrit.

Vi anbefaler opfriskning til EMULCUT 116 W emulsion med egnet kølevæske auto-blandingsudstyr, alternativt kan man tilføje koncentratet til vandet i et område af systemet hvor der er bevægelse. Arbejdstemperaturen af emulsionen bør være maksimalt 40°C. Det anbefales at teste alle følsomme materialer i forhold til kompatibilitet (f.eks. misfarvning/farvning), før du bruger EMULCUT 116 W.

Til rengøring af de bearbejdede komponenter anbefaler vi et mildt alkalisk rengøringsmiddel fra vores FEROCLEAN sortiment.

Koncentratet bør opbevares mellem 5 til 40°C og beskyttet mod frost.

#### Fordele:

Fri af bor og formaldehyd - høj filtrerbarhed - meget god afskylningssevne - lang levetid, pH-stabil emulsion - høj korrosionsbeskyttelse - velegnet til en bred vifte af metaller og anvendelser!

#### Fysiske data:

Form:	Klar brunlig	
Densitet:	~0,96 g/cm <sup>3</sup>	DIN 51757
Viskositet:	~230 mm <sup>2</sup> /s	DIN 51562/1
Ph værdi, 5 % - 20°C:	~9,9	DIN 51369
Ph værdi efter 24-72 t.:	~9,2-9,5	DIN 51369
Rustbeskyttelse, 4 %:	Note 0	DIN 51360/2
Skum adfærd, 5 % vand med 3,5 °dh	Slår øjeblikkeligt skum ned	PLM 045

Faktorer for koncentrationsbestemmelse:		Anbefalet brugskoncentration:	
Refraktometer:	1,1	Boring, drejning, fræsning:	5 – 10 %
Syre splitmetode:	1,4	Rømning, savning:	8 – 15 %
Syretitrering op til pH 4:	0,92	Slibning:	4 – 6 %
Syretitrering op til pH 7:	1,05		

## APPENDIX 2

Point coordinates on the drill used for the calculation and simulation set up.

<b>Cutting edge 1</b>				
		X [mm]	Y [mm]	Z [mm]
<b>On cutting edge</b>	Beginning	0.22757755	-62.72407496	-0.04393217
	ECT1	0.41935965	-62.66535174	-0.22040953
	ECT2	0.8334209	-62.56008817	-0.54462766
	ECT3	1.2155825	-62.44616567	-0.88793241
	ECT4	1.37959579	-62.27998912	-1.34509157
	ECT5	1.44559489	-62.07453902	-1.89557667
	ECT6	1.61532188	-61.85372995	-2.49651867
	ECT7	1.77695773	-61.6320335	-3.09974449
	ECT8	1.81851152	-61.44845307	-3.58870748
	ECT9	1.77445405	-61.31983948	-3.82212388
	Periphery	1.75022251	-61.26133787	-3.87282793
<b>Rake face</b>	Beginning	0.25667267	-62.59889241	-0.02494974
	ECT1	0.41936717	-62.5353517	-0.22040007
	ECT2	0.8334209	-62.43008817	-0.54462766
	ECT3	1.21616691	-62.27616767	-0.88751132
	ECT4	1.34967821	-62.10252664	-1.34855157
	ECT5	1.40096484	-61.89031535	-1.90860678
	ECT6	1.54335123	-61.6165622	-2.52925517
	ECT7	1.71083705	-61.45563883	-3.12450285
	ECT8	1.74917048	-61.28239685	-3.59284688
	ECT9	1.71797619	-61.19175546	-3.82429837
	Periphery	1.71446966	-61.18044945	-3.88878757
<b>Flank face</b>	Point on chisel edge	0.20307922	-62.72490081	-0.03901202
	Beginning	0.21137162	-62.71932686	-0.05464775
	ECT1	0.39398599	-62.65345944	-0.24895336
	ECT2	0.80804723	-62.54819587	-0.57317149
	ECT3	1.19128208	-62.43937564	-0.90332235
	ECT4	1.33967131	-62.27783674	-1.34629666
	ECT5	1.40596018	-62.07022672	-1.90166568
	ECT6	1.57705338	-61.84821644	-2.50678499
	ECT7	1.73777811	-61.62776141	-3.10663773
	ECT8	1.76883497	-61.44835247	-3.58362826
	ECT9	1.72819413	-61.33876503	-3.82210936
	Periphery	1.72328489	-61.25598176	-3.88488921

<b>Cutting edge 2</b>				
		<b>X [mm]</b>	<b>Y [mm]</b>	<b>Z [mm]</b>
<b>On cutting edge</b>	Beginning	-0.22757755	-62.72407496	0.04393217
	ECT1	-0.41935965	-62.66535174	0.22040953
	ECT2	-0.83342090	-62.56008817	0.54462766
	ECT3	-1.19153175	-62.43452529	0.91614543
	ECT4	-1.37180415	-62.27691651	1.35193007
	ECT5	-1.44555143	-62.07441569	1.89553936
	ECT6	-1.61532184	-61.85373089	2.49651903
	ECT7	-1.77695761	-61.63203625	3.09974553
	ECT8	-1.81851152	-61.44845307	3.58870748
	ECT9	-1.77446156	-61.31985769	3.82214840
	Periphery	-1.75014712	-61.26126082	3.87284730
<b>Rake face</b>	Beginning	-0.25667267	-62.59889241	0.02494974
	ECT1	-0.41936717	-62.53535180	0.22040007
	ECT2	-0.83342090	-62.43008817	0.54462766
	ECT3	-1.19532161	-62.26458627	0.91371348
	ECT4	-1.34897224	-62.09845912	1.35735020
	ECT5	-1.40092237	-61.89019164	1.90856742
	ECT6	-1.54335123	-61.61656220	2.52925517
	ECT7	-1.71083705	-61.45563883	3.12450285
	ECT8	-1.74917048	-61.28239685	3.59284688
	ECT9	-1.71797620	-61.19175550	3.82429841
	Periphery	-1.71443484	-61.18037139	3.88880293
<b>Flank face</b>	Point on chisel edge	-0.20308021	-62.72489883	0.03901266
	Beginning	-0.21137162	-62.71932686	0.05464775
	ECT1	-0.39398599	-62.65345944	0.24895336
	ECT2	-0.80804723	-62.54819587	0.57317149
	ECT3	-1.16606806	-62.42802047	0.93046643
	ECT4	-1.33258124	-62.27303287	1.35818091
	ECT5	-1.40604635	-62.07023464	1.90165443
	ECT6	-1.57705338	-61.84821644	2.50678499
	ECT7	-1.73777811	-61.62776140	3.10663773
	ECT8	-1.76883497	-61.44835247	3.58362826
	ECT9	-1.72819414	-61.33876503	3.82210936
Periphery	-1.72320165	-61.25596518	3.88492614	

### APPENDIX 3

The measurement of drill geometry parameters.

Parameter	Symbol	Beginning	ECT1	ECT2	ECT3	ECT4	ECT5	ECT6	ECT7	ECT8	ECT9	Periphery
Radius [mm]	r	0.23	0.47	1.00	1.51	1.93	2.38	2.97	3.57	4.02	4.21	4.25
Point length [mm]	L	0.01	0.07	0.17	0.28	0.45	0.66	0.88	1.10	1.28	1.41	1.47
Cutting edge length [mm]	l	N/A	0.54	0.54	0.52	0.52	0.66	0.66	0.66	0.39	0.16	N/A
Working rake angle [°]	$\gamma_f$	-16.64	0.00	0.00	0.00	12.45	15.20	18.65	22.10	24.59	25.62	N/A
Normal rake angle [°]	$\gamma_n$	-25.69	-2.05	-0.96	-4.93	-7.67	5.54	14.52	17.14	11.61	5.11	4.97
Orthogonal rake angle [°]	$\gamma_o$	-32.09	-2.08	-0.97	-5.16	-9.90	6.10	14.96	17.83	13.38	6.02	6.33
Working flank angle [°]	$\alpha_f$	20.81	19.55	18.80	18.31	16.75	14.76	13.58	12.70	11.81	10.94	N/A
Normal flank angle [°]	$\alpha_n$	27.59	19.70	18.61	18.87	21.37	15.72	13.46	12.68	13.08	7.66	8.03
Orthogonal flank angle [°]	$\alpha_o$	21.84	19.42	18.55	18.10	16.80	14.35	13.06	12.18	11.34	6.02	6.33
Inclination angle/chip flow angle [°]	$\lambda_s$ / $\eta$	39.93	10.13	4.80	17.04	39.52	24.65	14.26	16.54	30.29	32.11	32.20
Resultant cutting force direction normal angle [°]	$\theta_n$	0.43	16.37	21.81	24.79	32.92	41.32	45.74	48.82	51.77	53.74	54.33
Normal shear angle [°]	$\phi_n$	28.65	36.96	36.74	34.70	30.93	34.67	40.90	37.94	34.21	31.93	51.35

# APPENDIX 4

The workpiece material certification.

0007868

**WESTERN TITANIUM TECHNOLOGIES CO., LTD.**

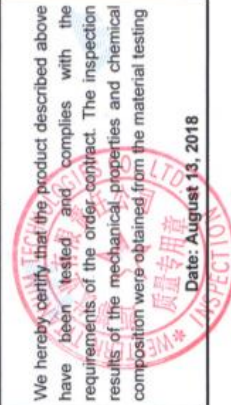
**MILL TEST CERTIFICATE**  
INSPECTION CERTIFICATE TO EN10204-3.1

No.15Xijin Road,JingWei Industrial Park,Xi'an,ETDZ,Xi'an 710201,China  
Tel: +86 29 86968620 Fax: +86 29 86968619

Certification No. J52118-18

WTP8602K01-2 PED 2014/ 68/EU

Product	Titanium Plate	Contract No/P.O	C1855060/HP7209	The buyer	HARALD PIHLAB
Grades	Gr. 5	Heat No.	534-318103	5-1808493-3	AMS 4911 N/ ASTM B265-2015
Condition	Annealed	Dimension (mm)	40 <sub>-0.25</sub> <sup>+1.78</sup> X 1000 <sub>-0.35</sub> <sup>+12.70</sup> X 3000 <sub>-0.35</sub> <sup>+19.05</sup>	Quantity (pcs)	554
<b>Chemical Composition (wt,%)</b>					
Requirement	Result		Requirement	Test Result	
	Top	Bottom		Sample T	Sample L
Ti	Balance	Balance	Tensile Strength (MPa)	936	949
Al	5.5-6.75	6.21	Yield Strength 0.2% (MPa)	878	888
V	3.5-4.5	4.08	Elongation (%)	17.0	15.0
Fe	≤0.30	0.170	Reduction of Area (%)	—	—
C	≤0.08	0.011	$r^p$ (105°)	—	—
N	≤0.05	0.003	Hardness (HRC)	28.5	28.5 29.0
H	≤0.015	0.003	Visual Inspection	Dimension Inspection	Qualified
O	≤0.20	0.12	Surface Contamination	Microstructure	Qualified
Y	≤0.005	<0.005	Ultrasonic Inspection	—	—
Residuals	Each	<0.1	Notes :	We hereby certify that the product described above have been tested and complies with the requirements of the order contract. The inspection results of the mechanical properties and chemical composition were obtained from the material testing	
	Total	<0.4	Hydrogen: Final product analysis.		
Inspector	Supervisor	Signature	The Certificate Copied is Invalid.		



## APPENDIX 5

The fluid parameters related values for standard drill based on volumetric flow rate results from preliminary study for helical diameter  $D_{TK}=4.5$  mm.

Pump pressure [bar]	7.5	10	15	20	25	30	35	40	45
Experimental volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]	3.6	4.2	5.1	6.0	6.8	7.8	8.2	8.6	9.2
Average fluid velocity [m.s <sup>-1</sup> ]	19.5	22.5	27.6	32.6	36.8	42.2	44.5	46.8	50.0
Reynolds number [-]	30681	35454	43465	51391	57953	66476	70055	73635	78748
Dean number [-]	17113	19775	24244	28644	32325	37078	39075	41071	43924
Rossby number [-]	44	51	63	74	83	96	101	106	113
Turbulence length scale [mm]	0.098	0.098	0.098	0.098	0.098	0.098	0.098	0.098	0.098
Turbulence intensity [-]	0.044	0.043	0.042	0.041	0.041	0.040	0.040	0.039	0.039

## APPENDIX 6

Fluid parameters for different fluid channel diameters.

1.5 L/min ~ 20 bar										
Channel diameter [mm]	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.0	1.1	1.2	1.3
Cross section area [mm <sup>2</sup> ]	0.196	0.283	0.384	0.503	0.636	0.785	0.785	0.950	1.131	1.327
Helical diameter [mm]	3	3	3	3	3	3	6	6	6	6
Average fluid velocity [m.s <sup>-1</sup> ]	127.6	88.6	65.1	49.9	39.4	31.9	31.9	26.4	22.2	18.9
Reynolds number [-]	71764	59803	51260	44853	39869	35882	35882	32620	29901	27602
Dean number [-]	29298	26745	24761	23162	21837	20716	14649	13967	13372	12848
Rossby number [-]	434	301	221	170	134	108	54	49	38	32
Turbulence length scale [mm]	0.035	0.042	0.049	0.056	0.063	0.070	0.070	0.077	0.084	0.091
Turbulence intensity [-]	0.040	0.040	0.041	0.042	0.043	0.043	0.043	0.044	0.044	0.045

2.15 L/min ~ 40 bar										
Channel diameter [mm]	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.0	1.1	1.2	1.3
Cross section area [mm <sup>2</sup> ]	0.196	0.283	0.384	0.503	0.636	0.785	0.785	0.950	1.131	1.327
Helical diameter [mm]	3	3	3	3	3	3	6	6	6	6
Average fluid velocity [m.s <sup>-1</sup> ]	182.5	126.7	93.1	71.3	56.3	45.6	45.6	37.7	31.7	27.0
Reynolds number [-]	102622	85518	73302	64139	57013	51311	51311	46647	42759	39470
Dean number [-]	41896	38245	35408	33121	31227	29625	20948	19973	19123	18372
Rossby number [-]	620	431	317	242	192	155	78	64	54	46
Turbulence length scale [mm]	0.035	0.042	0.049	0.056	0.063	0.070	0.070	0.077	0.084	0.091
Turbulence intensity [-]	0.040	0.040	0.041	0.042	0.043	0.043	0.043	0.044	0.044	0.045

3.72 L/min ~ 80 bar										
Channel diameter [mm]	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.0	1.1	1.2	1.3
Cross section area [mm <sup>2</sup> ]	0.196	0.283	0.384	0.503	0.636	0.785	0.785	0.950	1.131	1.327
Helical diameter [mm]	3	3	3	3	3	3	6	6	6	6
Average fluid velocity [m.s <sup>-1</sup> ]	316.8	219.3	161.1	123.4	97.5	79.0	79.0	65.2	54.8	46.7
Reynolds number [-]	177744	147954	126818	111000	98636	88772	88772	80702	73977	68286
Dean number [-]	72482	66167	61259	57302	54025	51253	36241	34555	33083	31786
Rossby number [-]	1074	746	548	419	331	268	134	111	93	79
Turbulence length scale [mm]	0.035	0.042	0.049	0.056	0.063	0.070	0.070	0.077	0.084	0.091
Turbulence intensity [-]	0.035	0.036	0.037	0.037	0.038	0.039	0.039	0.039	0.039	0.040



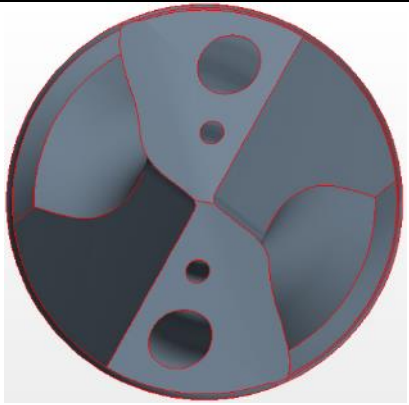
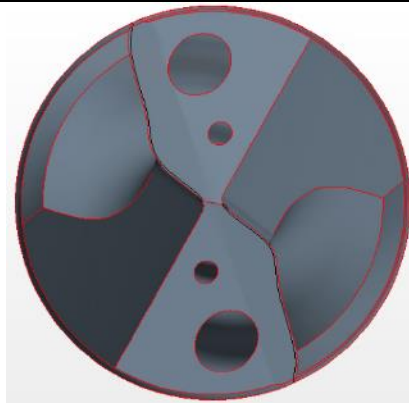
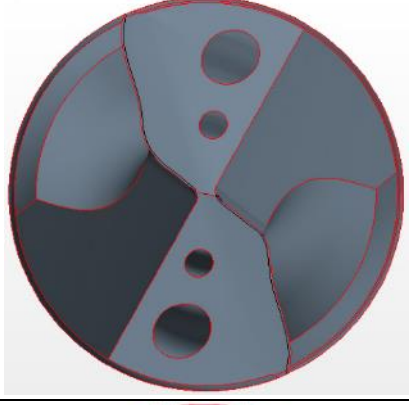
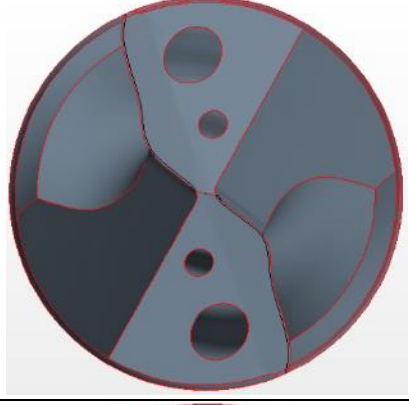
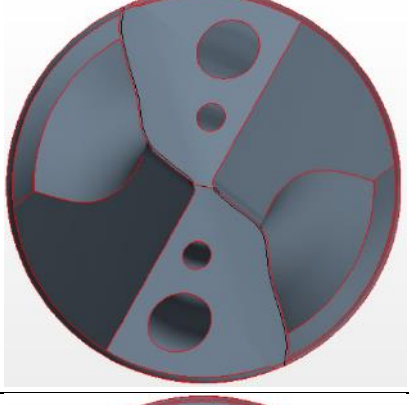
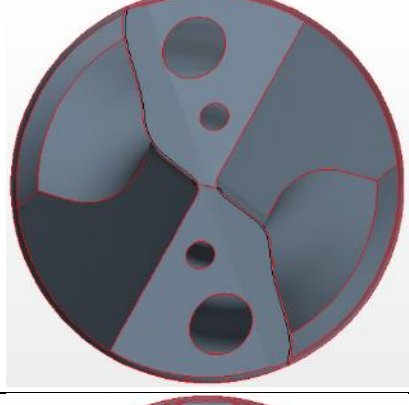
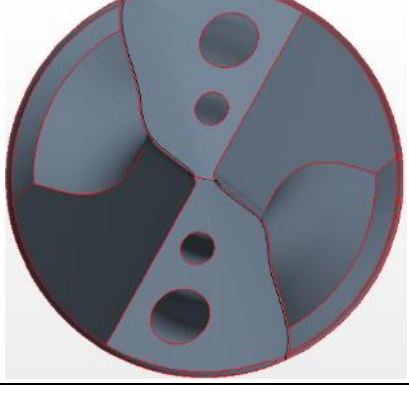
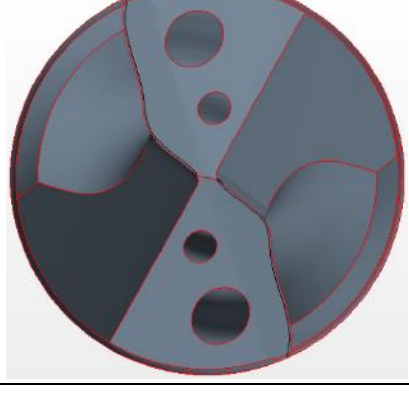
## APPENDIX 7

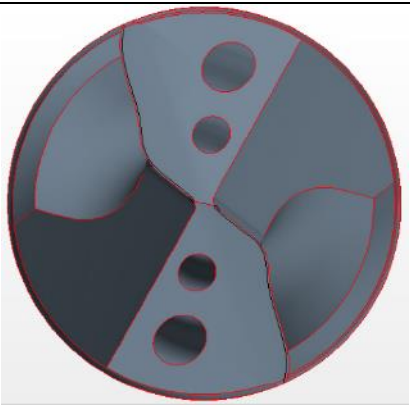
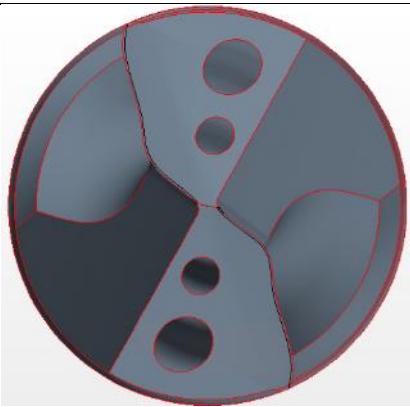
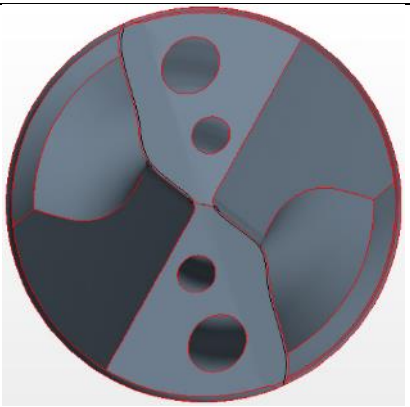
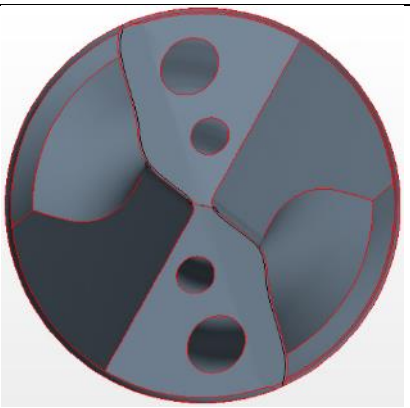
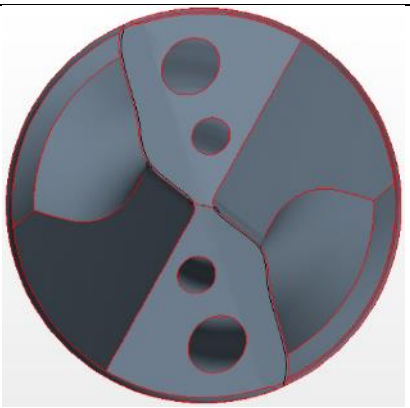
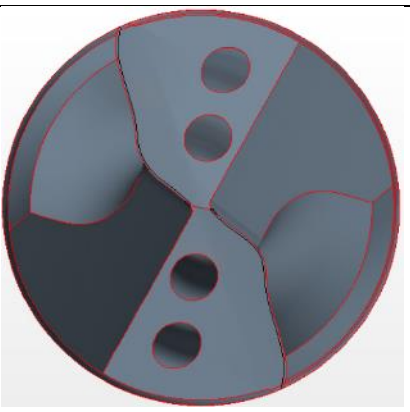
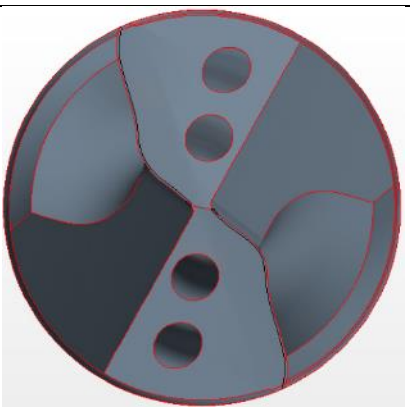
Heat flux calculations.

Parameter	Symbol	Beginning	ECT1	ECT2	ECT3	ECT4	ECT5	ECT6	ECT7	ECT8	ECT9	Periphery
Radius [mm]	$r$	0.23	0.47	1.00	1.51	1.93	2.38	2.97	3.57	4.02	4.21	4.25
Drilling depth [ $\mu\text{m}$ ]	$L$	7	66	171	285	451	657	877	1099	1283	1411	1470
Drilling time [ms]	$t_{AS}$	1.6	15.0	39.1	65.2	103.2	150.3	200.8	251.6	293.6	323.0	336.4
Experimental drilling time [ms]	$t_{ASe}$	71.5	85.0	109.0	135.0	173.0	220.0	270.5	321.5	363.5	393.0	406.0
Thrust [N]	$F_{Th}$	50.9	327.3	596.4	885.2	1067.7	1311.1	1387.2	1516.3	1679.2	1724.4	1713.0
Thrust per ECT [N]	$F_{ThECT}$	50.9	276.3	269.1	288.8	182.5	243.4	76.0	129.1	162.9	45.2	-11.4
Torque [Nm]	$T$	0.01	-0.03	0.01	0.39	0.49	0.99	1.34	1.9	2.48	2.75	2.82
Torque per ECT [Nm]	$T_{ECT}$	0.01	-0.04	0.04	0.38	0.1	0.5	0.35	0.56	0.58	0.27	0.07
X-component force per ECT [N]	$F_c$	43.1	-84.4	40.2	252.4	51.9	209.7	117.7	156.7	144.2	64.1	16.5
Y-component force per ECT [N]	$F_t$	55.1	270.1	279.1	304.2	145.9	247.8	81.9	135.5	161.4	49.9	-6.4
Friction force per ECT [N]	$F_{fr}$	47.4	278.3	279.4	295.7	193.4	290.0	111.4	180.6	207.8	63.9	-5.4
Power [W]	$P_c$	1.2	15.2	58.2	130.6	201.7	306.4	404.4	531.1	662.3	712.4	714.8
Heat generation into the tool per ECT [W]	$Q_{ECT}$	0.9	10.0	20.6	32.3	24.0	44.1	23.7	41.6	49.9	15.6	-2.5
Chip compression ration [-]	$r_c$	0.82	0.77	0.76	0.74	0.66	0.65	0.73	0.66	0.61	0.59	1.13
Cutting speed [m/min]	$v_c$	2.7	5.6	11.7	17.7	22.7	28.0	35.0	42.0	47.3	49.6	50.0
Chip velocity [m/min]	$v_{chip}$	2.2	4.3	8.9	13.1	14.9	18.3	25.6	27.6	28.8	29.4	56.7
Heat partition factor [-]	$K$	0.83	0.78	0.71	0.63	0.60	0.57	0.50	0.51	0.51	0.53	0.59
Cutting edge length [mm]	$l$	N/A	0.536	0.536	0.520	0.520	0.663	0.663	0.663	0.393	0.163	N/A
Rake effective area of contact [ $\text{mm}^2$ ]	$A_{er}$	N/A	0.070	0.070	0.088	0.094	0.126	0.166	0.126	0.071	0.023	N/A
Flank effective area of contact [ $\text{mm}^2$ ]	$A_{ef}$	N/A	0.021	0.021	0.016	0.021	0.027	0.027	0.027	0.020	0.008	N/A
Heat flux into the tool [ $\text{MW}\cdot\text{m}^{-2}$ ]	$q$	N/A	85.4	160.2	196.3	125.4	163.6	62.1	140.1	279.7	269.7	N/A

## APPENDIX 8

Simulated models.

	0°	15°
<b>0.5 x 1.3</b>		
<b>0.6 x 1.2</b>		
<b>0.6 x 1.3</b>		
<b>0.7 x 1.2</b>		

<b>0.8 x 1.1</b>		Unfunctional
<b>0.8 x 1.2</b>		
<b>0.9 x 1.1</b>		
<b>1.0 x 1.0</b>		

## **APPENDIX 9**

The detailed text file of export simulation set up for the standard drill at 20 bar.

## APPENDIX 10

Simulation results for optimized solutions for inlet pressure of 20 and 80 bar.

20 bar									
		0°							
		0.5 x 1.3	0.6 x 1.2	0.6 x 1.3	0.7 x 1.2	0.8 x 1.1	0.8 x 1.2	0.9 x 1.1	
Mass flow rate [kg.s <sup>-1</sup> ]		0.0714	0.067	0.0748	0.07072	0.0684	0.0758	0.074	0.0736
Inlet volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]		4.27	4.01	4.48	4.23	4.09	4.54	4.43	4.41
Inlet pressure [bar]		20.01	20.17	19.97	19.92	19.94	19.96	19.95	19.97
Heat transfer to the fluid [W]		307	240	301	264	243	315	331	474
Temperature of the drill [°C]	Maximum	1083	1091	1055	1120	1053	1031	1033	1073
	Beginning	148	147	141	146	128	131	132	113
	ECT1	258	266	245	254	235	246	226	234
	ECT2	452	474	468	472	465	414	457	438
	ECT3	724	785	729	735	695	675	666	641
	ECT4	663	691	648	586	640	607	560	507
	ECT5	572	66613	602	617	677	549	580	454
	ECT6	328	376	374	440	416	363	376	331
	ECT7	685	635	663	720	876	811	747	736
	ECT8	1022	1062	1004	1096	1075	1023	1064	1007
	ECT9	843	891	924	960	844	890	797	821
	Periphery	557	578	581	607	592	605	558	565
15°									
Mass flow rate [kg.s <sup>-1</sup> ]		0.06582	0.0626	0.06924	0.0665	N/A	0.0712	0.0693	0.687
Inlet volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]		3.94	3.75	4.14	3.98		4.26	4.15	4.11
Inlet pressure [bar]		19.91	19.99	19.97	19.91		20.02	19.91	19.92
Heat transfer to the fluid [W]		292	272	92	92		32	215	238
Temperature of the drill [°C]	Maximum	972	1023	961	956		1067	1081	1152
	Beginning	138	148	133	131		136	152	121
	ECT1	245	263	246	252		254	260	239
	ECT2	451	492	447	490		475	511	495
	ECT3	676	708	608	696		716	747	686
	ECT4	708	717	579	712		694	693	636
	ECT5	652	664	556	685		646	723	803
	ECT6	396	381	411	389		351	399	480
	ECT7	724	832	757	784	684	635	636	
	ECT8	896	966	898	939	925	1085	1042	
	ECT9	819	720	758	787	829	719	821	
	Periphery	543	506	593	566	552	564	595	

80 bar									
		0°							
		0.5 x 1.3	0.6 x 1.2	0.6 x 1.3	0.7 x 1.2	0.8 x 1.1	0.8 x 1.2	0.9 x 1.1	1.0 x 1.0
Mass flow rate [kg.s <sup>-1</sup> ]		0.15258	0.1436	0.15966	0.1528	0.1488	0.16324	0.16066	0.1572
Inlet volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]		9.13	8.59	9.56	9.15	8.91	9.77	9.62	9.41
Inlet pressure [bar]		80.11	80.04	79.73	80.10	79.92	79.83	79.99	745
Heat transfer to the fluid [W]		276	383	100	214	124	470	296	331
Temperature of the drill [°C]	Maximum	912	893	864	945	909	892	840	812
	Beginning	115	115	108	114	90	108	106	90
	ECT1	196	206	192	195	181	199	189	191
	ECT2	344	361	355	355	360	362	366	357
	ECT3	518	562	553	506	453	551	510	489
	ECT4	436	496	452	404	339	458	383	359
	ECT5	386	430	413	453	504	402	400	352
	ECT6	212	270	252	348	248	260	251	231
	ECT7	558	513	475	551	582	655	485	558
	ECT8	812	868	789	878	921	869	839	769
	ECT9	704	733	754	792	709	737	659	660
Periphery	438	454	455	491	472	487	456	458	
		15°							
Mass flow rate [kg.s <sup>-1</sup> ]		0.144	0.1344	0.14766	0.14296	N/A	0.152	0.1488	0.14794
Inlet volumetric flow rate [L.min <sup>-1</sup> ]		8.40	8.04	8.84	8.56		9.10	8.91	8.85
Inlet pressure [bar]		79.89	80.03	79.92	80.03		80.06	80.02	80.02
Heat transfer to the fluid[W]		262	50	357	285		281	269	369
Temperature of the drill [°C]	Maximum	789	839	794	772		835	937	910
	Beginning	105	111	103	99		106	119	96
	ECT1	191	202	191	194		202	203	191
	ECT2	352	375	357	375		400	401	378
	ECT3	480	483	469	482		569	582	543
	ECT4	523	524	424	517		524	507	429
	ECT5	488	515	412	518		498	553	496
	ECT6	278	269	287	285	273	301	345	
	ECT7	589	636	551	584	546	483	520	
	ECT8	734	759	735	714	721	718	816	
	ECT9	678	646	621	610	661	549	666	
Periphery	436	424	479	456	438	458	491		

