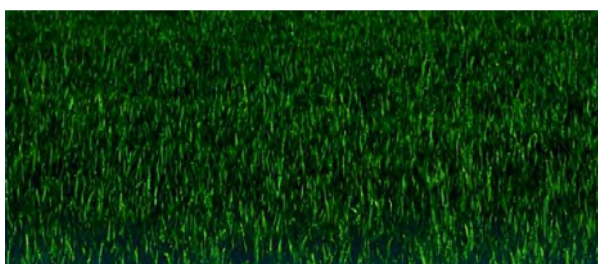




2011 – 015

Litteraturstudie – Modellering av restspänningar i pressgjutgods

Roger Svenningsson



swerea | SWECAST

Swerea SWECAST AB
Box 2033, 550 02 Jönköping
Telefon 036 - 30 12 00
Telefax 036 - 16 68 66
swecast@swerea.se
<http://www.swereastswecast.se>

© 2012, Swerea SWECAST AB

Sammanfattning

Restspänningar uppkommer vid alla tillverkningsmetoder. Under stelning och svalning av gjutgodset byggs spänningar upp av i huvudsak två tre orsaker. Termiska gradienter, ett resultat av inhomogen stening och svalning, skapar spänningar på grund av "intern" hindrad kontraktion. Det vill säga gjutgodset kan inte kympa fritt. Graden av "extern" hindrad kontraktion, externa randvillkor i termer av kontakt med formmaterialet, är ytterligare ett skäl till att restspänningar bildas. Vidare styrs materialets konstitutiva egenskaper hur spänningar och töjninga utvecklas. Det finns en rad materialmodeller att välja mellan, elastisk, plastisk samt viskoplastisk. Litteraturen säger att en viskoplastisk materialmodell bör användas. Det som talar mot detta är avsaknaden av materialdata. För att kunna modellera den termiska historien korrekt är det viktigt att ha kontroll över värmetransporten mellan gjutgods och formmaterial. Olika ekvationer för värmeövergångstalet presenteras. Alla bygger att en spalt bildas mellan gjutgods och formmaterial och att värmetransporten i huvudsak sker genom konduktion genom den gas som befinner sig i spalten. För att kunna genomföra detta krävs en fullt kopplad termomekanisk beräkning. Både mekaniska och termofysikaliska material hämtade från litteraturen presenteras.

Nyckelord:

Restspänningar, A380, Pressgjutning, värmeövergångstal, material modeller

Summary

Residual stresses are a consequence of all different kinds of manufacturing methods. Stresses are building up during solidification and cooling of the casting by means of, inhomogeneous thermal gradients causing "internal" constraints for hindered contraction. "External" constraints are also present in terms of mold walls, restricting the casting from free contraction. Constitutive equations are very important to describe the materials behaviour during deformation. It is well known that the material response is highly dependent on deformation rate. At higher temperatures this behaviour is pronounced, therefore a visco-plastic material model is suggested. However the lack of material data is making this model difficult to implement in the simulation. Gap formation during casting is a well known phenomenon. Different equations are presented, all based on gap size and conductivity of the gas occupying the gap. Because of gap formation during solidification and cooling of the casting within the mold a fully coupled thermo-mechanical simulation needs to be performed in order to predict residual stresses at room temperature.

Keywords:

Residual stresses, A380, Die casting, Heat transfer, material models

Innehållsförteckning

1	TILDKOMST	5
2	INLEDNING	5
3	SYFTE OCH MÅL.....	6
4	RESTSPÄNNINGAR.....	6
4.1	MATERIALETS PLASTISKA BEROENDE AV TEMPERATUR.....	7
4.2	OLIKA TYPER AV RESTSPÄNNINGAR.....	8
4.3	EXEMPEL PÅ UPPBYGGNADEN AV RESTSPÄNNINGAR	8
4.4	SUMMERING AV RESTSPÄNNINGAR	11
5	TRANSPORT AV VÄRME MELLAN GJUTGODS OCH VERKTYG	11
5.1	INLEDNING AV VÄRMETRANSPORT MELLAN YTOR	11
5.2	MATEMATISKA FORMULERINGAR AV <i>IHTC</i> I LITTERATUREN	12
5.3	VÄRDEN PÅ <i>IHTC</i> FRÅN LITTERATUREN	14
5.4	SUMMERING AV <i>IHTC</i>	17
6	MATERIALETS BETYDELSE VID SIMULERING.....	18
6.1	HASTIGHETSOBEROENDE MATERIALMODELLER.....	19
6.2	HASTIGHETSOBEROENDE TÖJNINGSHÄRDNANDE PLASTISK MODELL.....	19
6.3	VAL AV MATERIALMODELL.....	22
7	MATERIAL DATA FÖR SIMULERING	22
7.1	MATERIAL A380	22
7.2	VERKTYGSSTÅL.....	26
7.3	SUMMERING MATERIALDATA	26
8	MODELLERING AV PRESSGUTNING	27
8.1	MODELLERING PRESSGJUTNING MED AVSEENDE PÅ DEFORMATIONER OCH KVARVARANDE SPÄNNINGAR	27
9	DISKUSSION	28
10	REFERENSER.....	29

1 Tillkomst

Denna litteraturstudie, som behandlar modellering av restspänningar, är framtagen inom WP3.2, ” *Methods to model residual stresses in castings*”. Projektet är finansierat av Vinnova. Projektledare är Martin Risberg, Swerea SWECAST. Deltagande företag är Scania CV AB, NovaCAST Foundry Solutions AB, Ljunghäll AB, Volvo Powertrain, Fundo Components AB och Finnveden Gjutal AB. Budgeten för litteraturstudien är 150 000 SEK.

I detta delprojek tittas närmare på hur restspänningar skall beräknas för pressgjutgoods. Fokus ligger på hur materialet skall modelleras, hur värmeövergången mellan gjutgoods och formmaterial skall beskrivas samt mer generella beskrivningar av vad som är viktigt för modellering av pressgjutgoods.

2 Inledning

För att kunna möta ökande krav från exempelvis fordonsindustrin har numeriska beräkningar fått allt större betydelse i produktutvecklingsfasen. När det gäller gjutna komponenter används idag fyllnadssimuleringar och termiska beräkningar (stelning och svalning) för att optimera själva gjutprocessen och minimera defekter. Detta är idag väl utvecklat och vanligt förekommande inom industrin. Detta gäller dock endast för att själva processen och är därför inte tillräckligt för att kunna förutsäga något om komponenten i drift, även om defekter och processoptimering i sig är viktiga. Vad som avgör en komponents kvalitet är hur den kan prestera i drift dvs. produktens slutgiltiga egenskaper. För att kunna säga något om detta måste alla olika moment i tillverkningshistoriken tas i beaktande. Det finns en rad olika delar som kan påverka de slutgiltiga egenskaperna. Den termiska historiken bestämmer hur mikrostrukturen utvecklas (både vid gjutning samt värmebehandling). Vidare kommer en del av den energi som ligger lagrad i form av töjningar att omfördelas vid urslag och fortsatt bearbetning vilket kommer att påverka de slutgiltiga spänningarna. Kvarvarande spänningar i kombination med lokala egenskaper har inverkan på både statiska och dynamiska prestanda för komponenten.

Beräkning av deformationer och restspänningar har fått en allt större betydelse det senaste årtiondet. I och med att datorkapaciteten har ökat har också möjligheten att utföra allt mer komplexa beräkningar ökat. Detta trots allt är det ett öppet område för forskning. I exempelvis [1] presenteras ett forskningsprojekt där fokus är på deformationer och restspänningar i pressgjutna detaljer. Intressanta resultat från denna studie är bland annat att flytgränsen hade störst betydelse för spänningarna när gjutgodset befann sig i verktyget medan ingjutningstemperatur samt värmeövergångstalet hade störst inverkan på spänningarna vid rumstemperatur. Dessa resultat baserades på simuleringar. Vidare visade känslighetsanalysen på att temperaturen vid urslag var starkt relaterad till slutliga spänningar. Detta visar på att det är viktigt att simulera hela processen.

De drivande orsakerna till numeriska beräkningar av spänningar och töjningar i gjutgoods är främst att kunna prediktera exempelvis sprickbildning och deformationer som sker under gjutning samt att införliva spänningarna vid vanliga strukturberäkningar som initiala, lokala randvillkor.

Stelning och svalning av ett gjutgods är en mycket komplex process och flera olika fenomen påverkar de slutgiltiga spänningarna i gjutgodset, anisotropa egenskaper, fasomvandlingar, kontakt med form, kombinerad plasticitet och visco-plasticitet, temperaturgradienter osv. Denna studie kommer att gå igenom följande områden.

- Allmänt om restspänningar – en överblick av de drivande krafterna
- Hur materialen bör modelleras
- Hur värmetransporten mellan gjutgods och formmaterial bör modelleras samt vilka nivåer på värmeövergångstalet som bör användas vid pressgjutning alternativt kokillgjutning
- Hur modellering av pressgjutning bör genomföras med avseende på deformationer och spänningar i gjutgodset

3 Syfte och mål

Målet med denna litteraturstudie är att ge en bild av de drivande orsakerna till restspänningarnas uppkomst samt hur pressgjutning bäst modelleras och simuleras med avseende på restspänningar och deformationer.

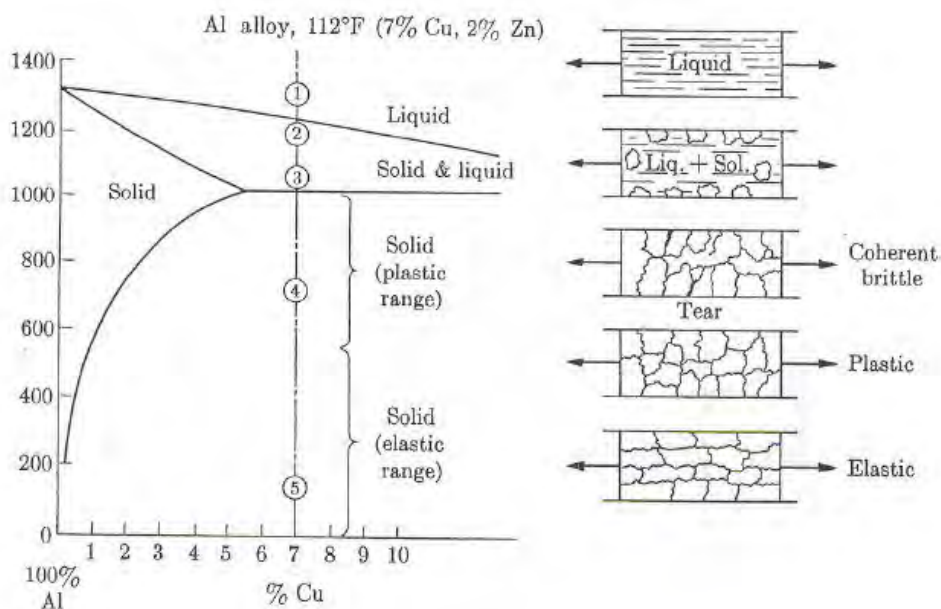
4 Restspänningar

Numeriska beräkningar av spänningar och töjningar i gjutgods blir allt vanligare. Detta är viktigt för att kunna prediktera exempelvis sprickbildning och deformationer som sker under gjutning. Stelning och svalning av ett gjutgods är en mycket komplex process och flera olika fenomen påverkar de slutgiltiga spänningarna i gjutgodset, anisotropa egenskaper, fasomvandlingar, kontakt med form, kombinerad plasticitet och visco-plasticitet, temperaturgradienter osv.

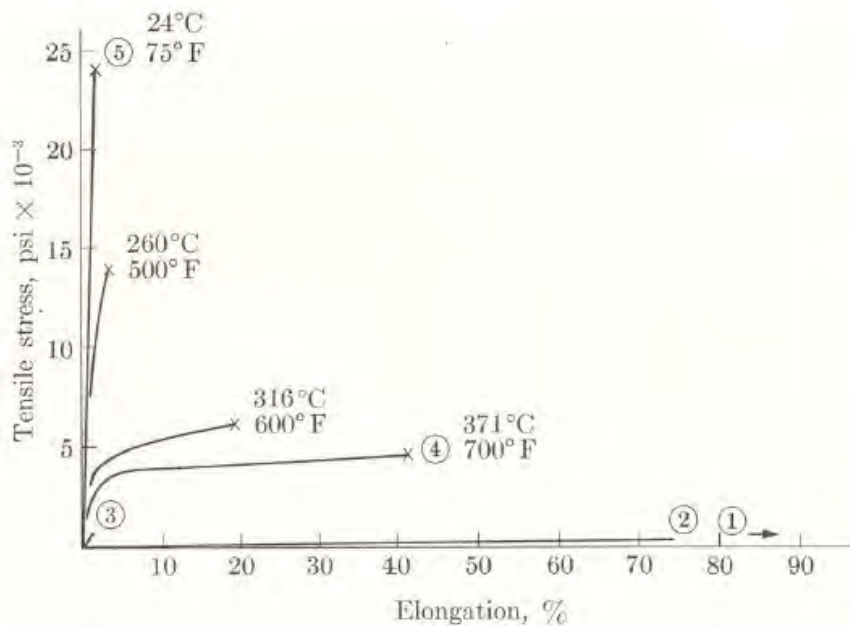
Restspänningar går att definiera enligt: ”*Kvarvarande spänningar i en komponent när komponenten avlastats från alla externa laster*”. Generellt uppkommer restspänningar av i huvudsak tre orsaker. (1), externa laster vilka skapar ojämnt distribuerade töjningar i olika områden i komponenten, (2) termiska laster vilka skapar ojämnt distribuerade töjningar i olika områden i komponenten, (3) olika fastransformationer vilka skapas under svalningen och ger upphov till ojämnt distribuerade töjningar i olika områden i komponenten på grund av olika termisk expansion för olika faser [2]. Inom gjutning förekommer alla dessa tre olika orsaker simultant. Gjutgodsets kontakt med formmaterialet skapar randvillkor som påverkar graden av fri krympning samt att spaltbildning alternativt ökat kontakttryck påverkar värmetransporten mellan ytorna. Vidare skapas interna randvillkor på grund av olika tjock dimensioner vilket alltid leder till restspänningar. Fasförändringar är relaterade till den termiska historiken och olika faser kan utvecklas beroende på den termiska historiken, vilket leder till olik termisk expansion på olika områden i komponenten.

4.1 Materialets plastiska beroende av temperatur

Beroende på kompositionen stelnar ett material vid en distinkt temperatur (ren metall) eller inom ett intervall (legering). Under stelning visar materialet på olika karakteristiska beteenden när det gäller hur spänning kan tas upp av materialet. Detta illustreras i figur 1 och 2, [3]. När materialet är helt flytande (1) kan det inte ta upp några spänningar över huvud taget. I punkt (2) har stelningen börjat och solida partiklar finns nu i den flytande fasen. Detta område kallas ”mushy zone” och viss spänning kan tas upp av materialet. Som det går att se i figur 2 är dock flytspänningen väldigt låg och materialet förlängs väldigt mycket. När sedan temperaturen börjar närma sig stelningstemperaturen börjar de solida partiklarna att nudda vid varandra, vilket kallas ”Coherency point”. Nu hålls partiklarna samman av en tunn film av flytande metall. Vid denna temperatur kan varmsprickor bildas. Om materialet utsätts för dragspänningar kan ganska enkelt materialet slitas isär på grund av att kornen endas hålls samman av en tunn film och det är ytspänningen som avgör vilken last som strukturen kan bära. Genom att permeabiliteten i materialet är låg kan inte en spricka som bildats matas interdendritiskt och fylla igen den kavitet som bildats. Materialet beter sig sprött vid denna temperatur, vilket också illustreras i figur 2 där ingen förlängning alls i princip före brott. När sedan temperaturen sjunker under solidus (4) beter sig materialet plastiskt med stor förlängning samt låg flytgräns. Vid denna temperatur har också töjningshastigheten stor betydelse för flytgränsen, vilket kommer att visas senare. För den sista punkten (5) kommer materialet att bete sig elastiskt om inte lasten gör att materialet överstiger flytgränsen, vilken nu är hög.



Figur 1: Illustrerar materialets beteende från smälttemperatur till rumstemperatur [3].



Figur 2: Illustrerar materialets mekaniska beteende vid olika temperaturer [3].

4.2 Olika typer av restspänningar

Beroende på hur restspänningar betraktas kan de indelas i tre olika kategorier beroende på längdskalan [4].

1. Spänningarna är homogena med samma riktning över ett större område, dvs. över en anseelig mängd korn.
2. Spänningar är homogena och har överlag riktning och storlek över ett mindre område, dvs. ett mindre antal korn.
3. Spänningar som finns i kristallgittret, dvs. inom en längdskala mindre än ett korn.

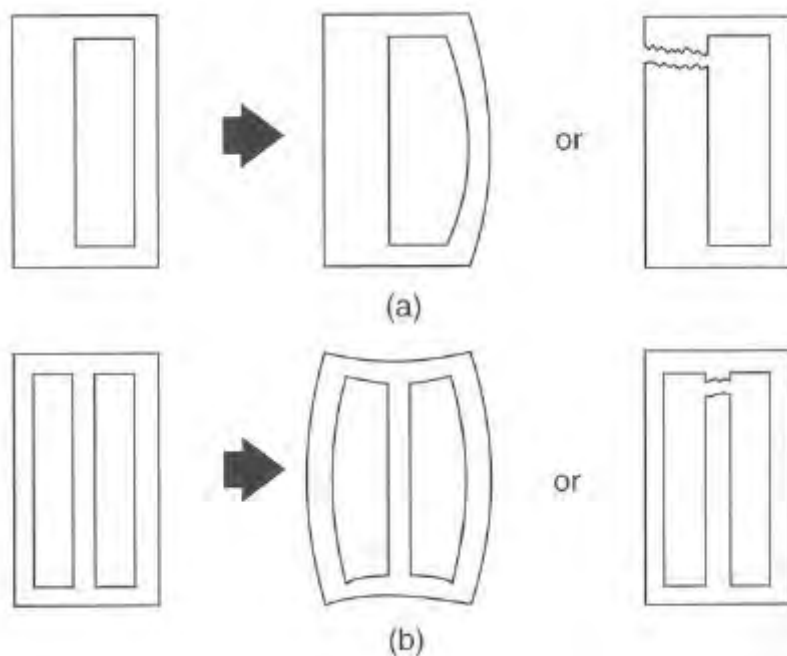
Dessa kategorier kräver också olika typer av mätmetoder. För spänningar av typ 3: krävs oförstörande provning, dvs. röntgendiffraktion eller liknande. Medan exempelvis hålbörning är den vanligaste metoden för spänningar av typ 1 och 2, vilken bygger på att materialet tillåts relaxera när material avlägsnas. Lokala töjningar runt hålet relaxeras då och förändringen av töjningarna mäts genom speciella töjningsgivare och relateras sedan till spänningar.

4.3 Exempel på uppbyggnaden av restspänningar

Orsakerna till upphovet av restspänningar indikerar på att det är mycket väsentligt att ha kunskap om den termiska historiken mellan olika delar av gjutgodset. Genom att studera detta kan många slutsatser om uppbyggandet av restspänningar låta sig göras.

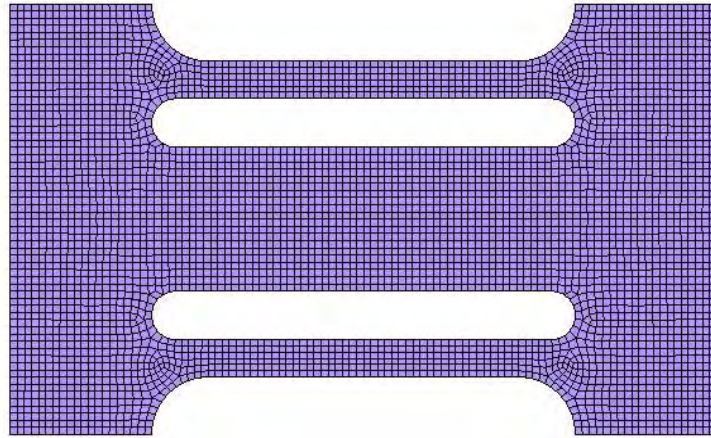
Nedan, i figur 3, visas exempel på klassiska geometrier som ofta används i litteraturen för att provocera fram restspänningar [3]. Den primära anledningen till dessa geometrier är att dessa framkallar spänningar som i stort sett är av axiell karaktär, vilket gör det enklare att jämföra experiment med simuleringar.

I figur 3 (a) kommer den tunnare sektionen att stelna först och börjar således krympa vilket skapar dragspänningar. Den tjockare delen matar den tunna delen under stelningen. När sedan den tjockare delen börjar stelna och också den börjar krympa kommer dragspänningar att skapas medan tryckspänningar bildas i den tunnare delen. Nu kan ett av två möjliga scenarier inträffa. Antingen kommer den tunnare delen att deformeras på grund av de tryckspänningar som bildas när den tjockare delen krymper eller kommer den tjockare delen gå av om den inte kan bära den last som skapas av de dragspänningar som skapas. Samma resonemang går att föra för figur 3 (b). De yttre sektionerna kommer att stelna först på grund av att den mittersta sektionen är isolerad av formmaterial. Detta gör att värmetransporten från de yttre sektionerna går fortare. Dragspänningar skapas initialt i de yttre sektionerna medan den inre sektionen uppvisar ett visst mått av dragspänningar. För den mittersta delen, när den börjar stelna, finns två olika scenarier. Antingen kommer de yttre delarna att böjas eller, om sektionen är tillräckligt vek, kommer den mittersta sektionen att gå av.

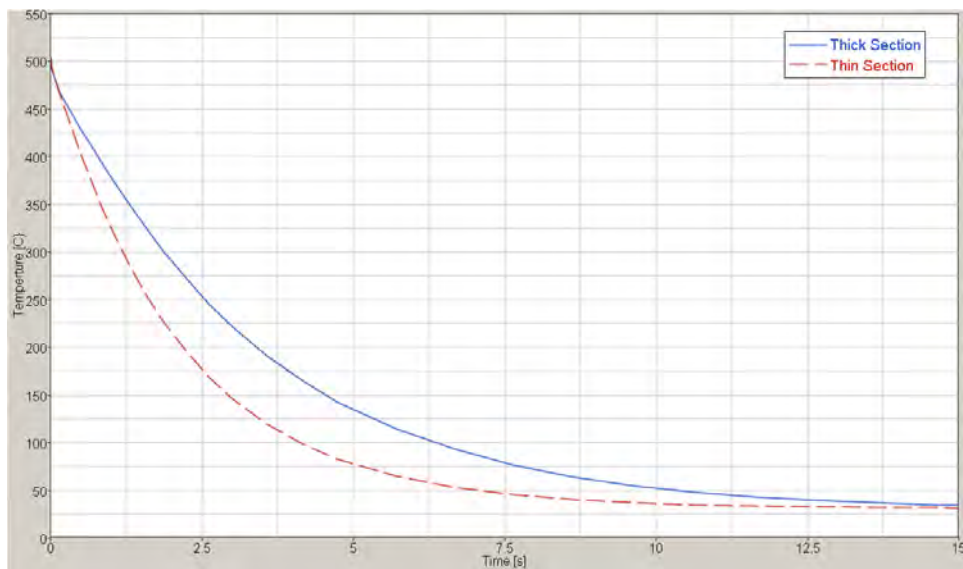


Figur 3: Visar klassiska geometrier för att provocera restspänningar [3].

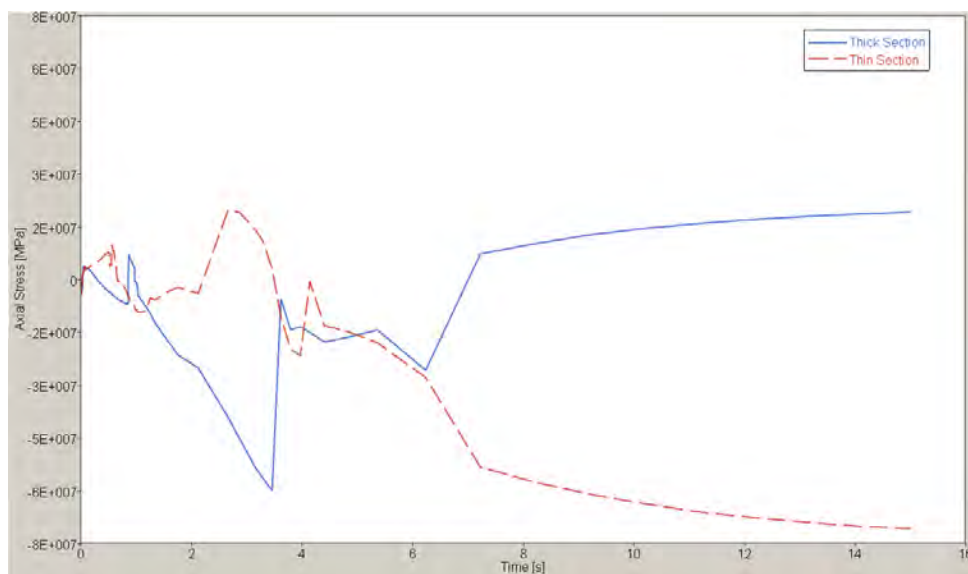
Temperaturhistoriken för en mät punkt mitt på både den tjocka och tunna delen för spänningsharpan illustreras i figur 4 vid släckning från cirka 500 C. Den mittersta delen uppvisar först tryckspänningar, som ett resultat av att den tunnare delen kontraherar. Efter en period övergår dock mitt delen i dragspänningar och den tunnare delen i tryckspänningar. Detta visar också på att mycket information angående deformationer och restspänningar går att få ut av en termisk analys (vid enklare geometrier).



Figur 4: Visar en spänningsharpa för illustration av uppbyggandet av restspänningar.



Figur 5: Visar temperaturprofilen för tunn och tjock sektion av spänningsharpan.



Figur 6: Illustrerar spänningsutveckling i längsriktning av spänningsharpan.

4.4 Summering av restspänningar

Uppkomsten av restspänningar beror främst av tre olika orsaker.

1. Interna randvillkor i godset på grund av inhomogena temperaturgradienter (på grund av att olika delar stelnar och svalnar vid olika tidpunkter), vissa regioner kommer att vara starkare än andra vid en viss tidpunkt vilket resulterar i att spänningar kommer att byggas upp.
2. Yttre randvillkor på gjutdoset (kontaktvillkor med formmaterialet) vilket skapar hindrad kontraktion av gjutgodset.
3. Interna randvillkor på grund av olika termisk expansion för olika faser i materialet.

De termiska gradienter som bildas under gjutförloppet ger mycket information om hur spänningar kommer att utvecklas. Om även en enkel cylinder, helt utan yttre randvillkor, dvs. den kan kontrahera helt fritt, under svalning betraktas kommer den att utveckla restspänningar. Detta indikerar på att det är viktigt att ha kontroll på den termiska historiken vid simulering av restspänningar vid gjtuning.

5 Transport av värme mellan gjutgoods och verktyg

Restspänningar och deformationer som bildas under gjutning har som tidigare nämnts olika orsaker. En betydande orsak är att gjutgodset har olika temperaturgradienter som en följd av ett inhomogent stelning samt svalande. Som en följd av detta är det viktigt att ha kontroll över den termiska historiken, dvs. verifiera simulerad termisk historia mot uppmätta värden.

5.1 Inledning av värmetransport mellan ytor

Värmeövergångstalet mellan gjutgoods och en metallform (*Interfacial Heat Transfer Coefficient, (IHTC)*) har stor betydelse för stelning samt svalning av gjutgodset och transporten av värme är av högst lokal karaktär. I litteraturen är det väl dokumenterat att det sker en interaktion mellan gjutgoods och formmaterial, vilken påverkar värmetransporten mellan de två olika materialen. I [5] redovisas tre faktorer som påverkar motståndet till transport av värme mellan gjutgoods och form i exempelvis pressgjutning, några vilka sammanfattas nedan.

1. Kontaktsituationen på mikronivå, dvs. kontakten är inte perfekt utan påverkas av ytfinheten.
2. Påverkan av formsläppmedel som sprays på för att gjutgodset skall släppa.
3. Bildandet av spalt mellan gjutgoods och formmaterial.

När metallen krymper skapas en spalt mellan gjutgoods och form vilket i stor grad påverkar värmeövergångstalet genom att det drastiskt sänks. Inversen till detta sker också, det vill säga att värmeövergångstalet påverkas av ett ökat kontaktryck. De styrande mekanismer för värmeövergången mellan gjutgoods och formmaterial har beskrivits i exempelvis [6]. Enkelt går det att beskriva fenomenet genom ett tunt skinn bildas på gjutgodset. På en mikroskala kommer värmetransporten ske

genom punktkontakt mellan gjutgods och form samt genom konduktion genom den gas som befinner sig hålrummen mellan dessa punkter. Till en början kommer trycket i smältan kompensera krympningen på grund av att inte det tunna skinet inte har nog hållfasthet och kontakt kommer att finnas mellan gjutgods och vägg. Termisk expansion av formen samt kontraktion av gjutgodset kommer att ändra kontaktförhållandena och till sist kommer en spalt bildas mellan gjutgods och formmaterial och värmeövergången sker då genom konduktion av den gas som befinner sig i spalten [7]. I detta arbete konstaterades att det inte nödvändigtvis måste vara luft i spalten, utan även andra gaser kan förekomma, givetvis då med annan konduktivitet. Också konvektion och strålning kan spela roll för värmeövergången. Strålningseffekter blir först tydliga vid högre temperaturer och spelar ingen större roll vid gjutning av aluminium. Värmeövergångstalet påverkas i hög grad av en rad olika faktorer, spaltens storlek, gasen i spalten, ytjämnhet, kontaktryck, övervärme (*definition*: skillnaden mellan smälttemperatur och ingjutstemperatur) samt en rad andra faktorer. Noggrannheten i numeriska modeller av stelandet av gjutgodset beror helt på hur noga värmetransporten kan modelleras. Genom att värmeövergången mellan två olika medier är av högst lokal karaktär och det är många variabler inblandade bör endast simuleringarna användas som ett stöd i modellering av stelning. Det är också viktigt att verifiera den termiska historiken under gjutningen för att säkerställa att den ekvation eller de data som beskriver värmetransporten ger ett tillfredställande resultat.

5.2 Matematiska formuleringar av *IHTC* i litteraturen

Det finns en rad olika data samt ekvationer presenterade i litteraturen för att beskriva värmetransporten mellan gjutgods och formmaterial. Nedan presenteras ett axplock av dem. Alla styrs av samma mekanismer och liknar varandra i stor utsträckning.

I numeriska beräkningar definieras energitransporten, som är proportionellt mot temperaturskillnaden enligt:

$$q = h(T_{casting} - T_{Mold}) \quad (5.1)$$

där q är energi, h värmeövergångstalet, samt $(T_{casting} - T_{Mold})$ temperaturskillnaden mellan gjutgods och form.

I [8] exemplifieras ekvationer som styr värmeövergångstalet som funktion av både spaltbildning samt dess invers, det vill säga ökat kontaktryck. Det effektiva värmeövergångstalet, q_{gap} , som funktion av spaltbildning samt strålning kan enligt [8] formuleras enligt.

$$q_{gap} = \frac{k_{gas}(T)}{d}(T_C - T_M) + \frac{\sigma(T_C^4 - T_M^4)}{\left(\frac{1}{\varepsilon_C(T)} + \frac{1}{\varepsilon_M(T)} + 1\right)} \quad (5.2)$$

där $k_{gas}(T)$ och d är konduktiviteten av gasen i spalten samt spaltavståndet mellan kontaktytorna. Vidare är T_C och T_M temperaturen för respektive gjutgodset samt formmaterialet. Den högra termen i ekvation 5.2 står för det ökande värmeövergångstalet på grund av strålningseffekter och beskrivs genom att definiera Stefan Boltzmann's konstant, σ samt emissiviteten av ytorna, $\varepsilon_{C,M}$.

Denna del går dock att försumma vid gjutning av aluminium eftersom strålningseffekten först blir påtaglig vid 600 – 700 °C. Som det går att notera kommer värmeövergångstalet gå mot oändligheten vid $d=0$, vilket beskriver en totalt perfekt kontakt. I verkligheten är det dock aldrig en perfekt kontak eftersom det endast är yttopparna som är i kontakt med varandra vilket betyder att ett initialt värde h_0 skall anges vid $d=0$ som beror av ytornas beskaffenhet. Till denna ekvation går också att addera en konduktiv term som beskriver exempelvis ett blackmedelsskiktets inverkan på det totala värmeövergångstalet beroende av om blackskiktets uppgift att isolera eller inte. Vidare är det viktigt att poängtera att även kontaktrycket påverkar värmeövergångstalet mellan gjutgods och formmaterialet. I [8] anges följande ekvation för att beskriva värmeövergångstalet som funktion av kontaktryck.

$$q_{contact} = (h_0 + Ap_c^B)(T_C - T_M) \quad (5.3)$$

där h_0 och p är initialt värmeövergångstal och p_c är det lokala kontaktrycket. B och A är konstanter beroende av material.

ESI ProCAST [9], som är ett Finita Element baserat kommersiellt program för gjutning har en liknande formulering för att ta hänsyn till både spaltbildning och kontaktryck enligt.

$$h = \frac{1}{\frac{1}{h_0} + \frac{1}{\frac{k_{gas}}{d} + h_{rad}}} \quad (5.4)$$

Genom att exkludera strålningsdelen, h_{rad} erhålls följande uttryck för den konduktiva delen.

$$h = \frac{1}{\frac{1}{h_0} + \frac{1}{\frac{k_{gas}}{d}}} \quad (5.5)$$

Den ökande värmetransporten på grund av ökat kontaktryck beskrivs enligt.

$$h = h_0 \left(1 + \frac{P}{A}\right) \quad (5.6)$$

Där P är kontaktryck och A en empirisk konstant. Ekvationen 5.5 som beskriver värmetransporten mellan ytorna på grund av spaltbildning är mer tilltalande än ekvation 5.2 eftersom inga singulariteter kommer att inträffa. Dessa ekvationer går relativt enkelt att implementera i det generella Finita Element programmet ABAQUS via "user routines". Svårare är med beroendet av kontaktryck. Denna studie har inte kunnat hitta några värden på de konstanter som styr värmeövergångstalet som funktion av kontaktryck. Dock kommer troligen värmetransporten bero av både temperatur, kontaktryck samt ytans beskaffenhet (grov/polerad).

Lewis m.fl. [10] presenterar följande ekvation för ett spaltberoende värmeövergångstal (med samma nomenklatur som ovan).

$$h = \frac{k_{gas}}{d + \frac{k_{gas}}{h_0}} \quad (5.7)$$

Fördelen med att använda en ekvation med ett initialt värde på värmeövergångstalet är att singulariteter undviks där värmeövergångstalet går mot oändligheten. Om exempelvis en ekvation enligt $h = \frac{k_{gas}}{d}$, används måste gränsvärden sättas för när denna skall börja gälla, dvs. när spalteffekten skall tas med. Genom att använda denna typ av ekvation går det inte att behandla olika initiala värmeövergångstal utan endast ett värde måste beaktas. Gjutgodset kan ha olika initiala värmeövergångstal till exempelvis beläggningar eller kylande medier.

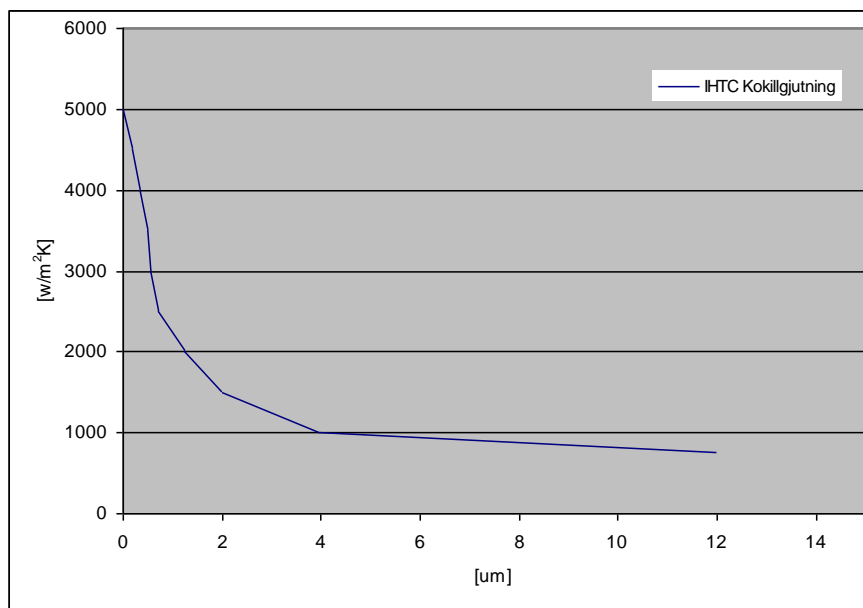
5.3 Värden på *IHTC* från litteraturen

Pehlke presenterar i [11] resultat för värmeövergångstalet för ”squeeze casting” samt för ”low pressure die casting”. För ”squeeze casting” presenteras ett värde på 4500 W/m²K medan värmeövergångstalet för ”low pressure die casting” varierade mellan 625-2000 W/m²K beroende på var mätningarna skedde. På grund av spaltbildning kunde värmeövergångstalet minska till 300-400 W/m²K. I [11] visas även att beläggningar av verktyget har inflytande på värmeövergångstalet. Det skall sägas att olika beläggningar har olika karaktär, det vill säga det kan vara isolerande eller att de ökar värmetransporten.

I [12] genomförs experiment av kokillgjuten A356 med fokus på värmeövergångstalet mellan gjutgods och kokill samt att simuleringar är utförda i MagmaSoft. Dessa experiment använder beläggningar på verktyget, men utan att ange vilka. De behöver trimma MagmaSOFT's värden på temperaturberoende värmeövergångstal för att få simuleringar att efterlikna experimenten. De slutgiltiga värdena är enligt följande. Ca 5000 W/m²/°C ner till 500 °C. Värmeövergångstalet sjunker sedan drastiskt ner till ca 1000W/m²K för att ha detta värde ner till rumstemperatur. Simuleringarna stämmer med viss mindre skillnad mot experiment. Slutligen presenteras en följande modell för att inkludera beläggning i värmeövergångstalet.

$$h = \frac{1}{\frac{1}{\frac{k_{gas}}{d} + h_{strålning}} + \frac{1}{h_{coating}}} \quad (5.8)$$

I [1] presenteras följande värmeövergångstal som funktion av spaltbredd för kokillgjutning. Dessa värden används vid beräkning av deformationer och restspänningar av pressgjutgods. Det skall tilläggas att denna är en sekundär referens och inte validerad mot primär referens.



Figur 7: Visar IHTC från [1].

Celentano, [13] presenteras följande värden mellan i kontakten i botten av gjutgodset och H13.

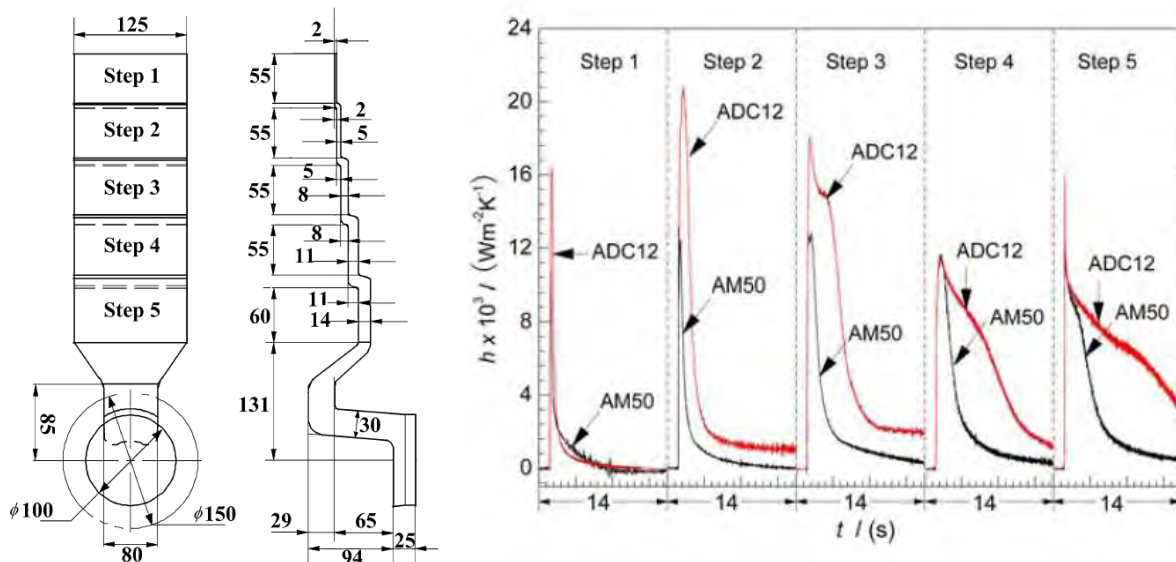
Tabell 1: IHTC från [13].

IHTC [W/m ² K]	Spalt [mm]
10000	0
4500	0.005
3000	0.01
2000	0.015
1500	0.03

Det finns inte lika mycket publicerat vad gäller värmeövergångstalet för pressgjutning som för exempelvis kokill eller lågtrycksgjutning. Det finns väsentliga skillnader mellan dessa olika processer. I pressgjutning är ofta ytorna polerade vilket leder till att ytjämnheten inte är lika viktig som vid kokillgjutning [14]. Vidare är kokillverktyg ofta belagda vilket inte pressverktyg är på samma sätt, även om de sprayas vid varje cykel med släppmedel. Denna sprayning kommer inte ha en isolerande effekt som beläggningar för kokiller. För pressgjutning är värmeövergångstalet känsligt för processrelaterade parametrar [14]. Exempel på processparametrar kan vara injutstemperatur, det tryck som kolven pressar med, verktygstemperatur osv. Rapporterade värmeövergångstal från litteraturen [14] ligger i storleksordningen 20 000-80 000 W/m²K för en magnesium respektive aluminium legering. Det rapporteras också om att kolvens hastighet och temperaturen på verktyget har större inverkan än exempelvis gjuttryck.

Guo m.fl. [14] genomförde inversmodellering på en stegad geometri, se figur 8(a), för att beräkna värmeövergångstalet vid pressgjutning av både magnesium och en aluminiumlegering. De förenklingar som är gjorda är enligt följande.

- Endimensionell värmetransport är antagen för varje steg.
- Ingen formfyllnad är genomförd, dvs. samma temperatur i alla punkter på gjutgodset vid $t=0$.
- Centrum på varje steg är definierad som ”*adiabatic process*” dvs. ingen värme förloras eller vinnas av det totala systemet.



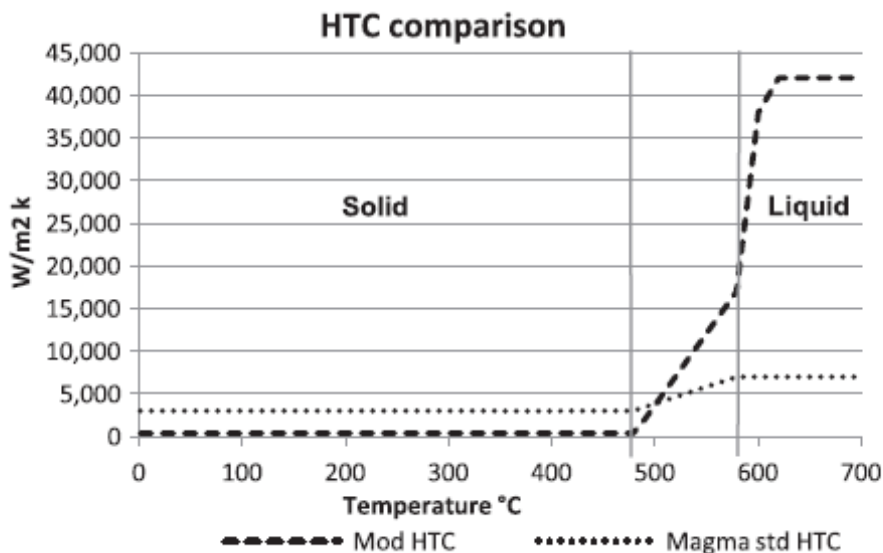
Figur 8: Värmeövergångstalet för både en Al samt en Mg legering [14].

Figur 8 illustrerar tydligt skillnaden i värmeövergångstalet mellan olika tjocklekar på gjutgodset och skillnader mellan magnesium och aluminium. Tjockare regioner medför generellt lägre värmeövergångstal än tunnare (utom för step 1). Detta är viktigt att beakta eftersom de flesta pressgjutgods består i både tunna och tjockare regioner. Beteendet på kurvorna skiljer sig kraftigt åt mellan tunna och tjockare regioner. Tiden då ett högt värmeövergångstal behålls är längre för tjockare regioner. Det går att tolka som att kontakten mellan gjutgods och verktyget behålls under längre tid. Vidare går det att notera värmeövergångstal upp mot 20 000 W/m²K för exempelvis step 2. En av de slutsatser som dras i [14] är att det är endast toppvärdet på värmeövergångstalet som förändras vid variation i processparametrar där hastigheten på kolven har den största betydelsen vid de tunna regionerna medan temperaturen på verktyget har den största betydelsen för de tjockare regionerna.

Hamasaiid m.fl. [15] rapporterar att värmeövergångstalet är relaterat till stelningstiden. En matematisk modell som utgår från mikronivå, dvs. yttopparna tas i beaktande, presenteras. Hamasaiid m.fl. förklarar värmeövergångstalets beteende enligt följande. När metallen kommer i kontakt med den betydligt kallare ytan av verktyget uppnås den högsta värmeöverföringen. På mikronivå är ytan av verktyget ”grov” med en viss ytfinhet. Trycket från kolven gör att densiteten av kontaktpunkter mellan den flytande metallen och topparna på ytan gör att kornen tillväxer och når varandra fort och en film bildas med solid-solid kontakt istället för vätska-solid kontakt. Denna film skapar genom den termiska gradienten kontraktion vilket betyder att filmen kommer att separera från ytan, helt eller

delvis. Om denna separation sker vinkelrät mot ytan kommer en spalt att bildas, vilket i sin tur påverkar värmeövergångstalet genom att densiteten av kontaktpunkter reduceras eller helt försvinner.

I [16] jämför Long m.fl. uppmätta värmeövergångstal på en reell pressgjutens komponent med de som finns fördefinierade i MAGMA. Det skall sägas att MAGMA inte räknar kopplat utan IHTC definieras som funktion av temperatur och tar inte hänsyn till att en spalt bildas. Nedan i figur 9 visas skillnaden mellan MAGMAS värmeövergångstal som är fördefinierat för pressgjutning samt det värmeövergångstal som är modifierat av Long m.fl. menar att under formfyllnaden, smältans relativa rörelse med formväggarna har mycket stor betydelse. Figur 9 visar på en initial skillnad på en faktor 6 ($42\,000 - 7\,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$). Vidare används ett teoretiskt samband för IHTC vid formfyllnad och jämförs med experimentellt framtaget IHTC. Slutsatsen är att det experimentella toppvärdet på IHTC ligger runt $42\,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$ medan det framräknade ligger på $66\,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$.



Figur 9: Modifierat IHTC jämfört med MagmaSofts databas för IHTC [16].

5.4 Summering av IHTC

För att summera värmeövergångstalet i litteraturen dras slutsatsen att en rad ekvationer som i stor utsträckning liknar varandra har presenterats för kokillgjutning samt vissa värden för pressgjutning. Att ge värden på värmeövergångstalet som funktion av spalt är svårt för pressgjutning. Troligen är kontaktrycket och processparametrar av mer betydelse. Rapporterade värmeövergångstal (toppvärden) i litteraturen spänner från $20\,000 - 100\,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$ [16]. De högsta värden på värmetransporten mellan ytorna kommer troligtvis vara under formfyllnaden. Ofta anges en homogen initial temperatur vid beräkning av restspänningar utan att beakta formfyllnaden. Under vissa förhållanden kan detta vara en giltig förenkling men det borde vara mer fysikaliskt riktigt att starta beräkningen med inhomogen temperatur. Beroende om och hur stor spalten blir bör denna tas hänsyn till i simuleringarna. Därför föreslås att termogivare borras in i en insats för att korrelera simuleringar mot verkliga försök för att säkerställa den termiska historien.

6 Materialets betydelse vid simulering

Modellering av deformationer, spänningar och varmsprickor blir allt viktigare och det är viktigt att kunna fånga de slutgiltiga egenskaperna hos produkten vid simulering. Materialets struktur som också kan kopplas till lokala mekaniska egenskaper, distorsioner vid gjutning, samt lokala restspänningar är egenskaper som idag går att simulera. För att kunna göra detta måste hänsyn tas till den termiska historiken samt hur materialet beter sig rent mekaniskt under stelning och svalning. Detta är ingen trivial sak eftersom det kräver mycket indata till simuleringen i termer av både korrekta termofysikaliska, mekaniska data samt data som beskriver hur mikrostrukturen utvecklas. Materialegenskaperna måste beskrivas för hela temperaturintervallet från smälttemperaturen till rumstemperatur. Dessa indata är mycket svåra att frambringa från litteraturen och det finns idag inte mycket publicerat som är direkt implementerbart, speciellt vid höga temperaturer och töjningshastigheter relevanta för gjutning [17]. Det är också tveksamt till om det fullt ut går att lita på resultaten. I [17] exemplifierar G. Thomas svårigheten med att ta fram materialdata vid förhöjda temperaturer. Exempel ges på mätning av E-modul vid 1200 grader C för en ställegering där resultatet skiljde så mycket som 6 gånger mellan två olika forskare. Vidare är den data som är publicerad i litteraturen oftast inte tillräcklig för direkt implementering.

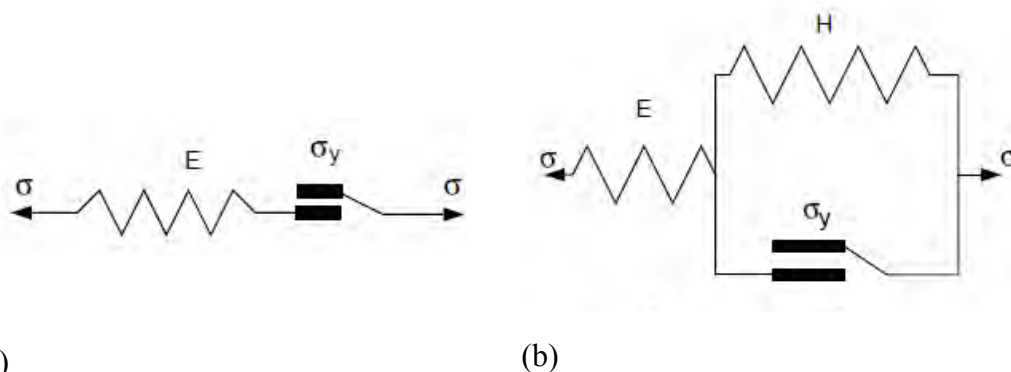
I litteraturen redovisas ofta de konstitutiva modellerna med ”*Phenomenological*” modeller. Dessa bygger på regression av experimentell data för anpassning av någon fördefinierad funktion. Det finns dock andra typer av modeller som bygger helt på materialets fysikaliska aspekter samt modeller som bygger på ett ”*artificiellt lärande*”. I [18] ges en genomgång på materialmodeller för höga temperaturer.

En generell formulering av spänningen går att beskriva enligt ekvation 6.1.

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, S) \quad 6.1$$

där spänningen är en funktion av töjning, töjningshastighet, temperatur samt en ”*state variable*” associerad till mikrostrukturen av materialet. Vanligare är att använda ekvation 6.1, där den del som beskriver mikrostrukturen utesluts eller att också töjningshastighetens beroende utesluts. Normalt skiljs materialmodeller åt i termer av hastighetsberoende och modeller som tar hänsyn till hastigheten.

6.1 Hastighetsoberoende materialmodeller

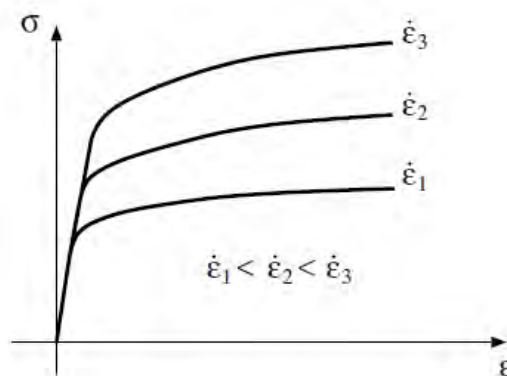


Figur 10: (a) idealplastisk (b) plastisk materialmodell med hårdnande.

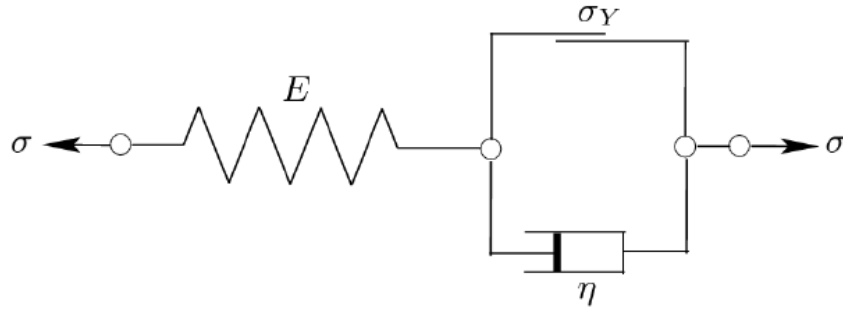
Ovan i figur 10 illustreras modellen för idealplastisitet och plasticitet med linjärt hårdnande. Båda modellerna, $\sigma = f(\varepsilon, T)$, består av en elastisk fjäder i serie med en friktionsdel som beskriver den plastiska delen. För modellen med hårdnande ligger friktionsdelen parallell med en fjäder. Friktionsdelen är inaktiv så länge som $|\sigma| \leq \sigma_y$ där σ_y är flytgränsen. Flytytan beskrivs i denna modell enligt $\sigma = \sigma_0 + H\varepsilon_{pl}$, där H är modulen för linjärt hårdnande och ε_{pl} är den ekvivalenta plastiska töjningen. I [8] anses att dessa typer av modeller inte är tillräckliga för att beskriva materialets karakteristik vid gjutning då materialet uppvisar starkt beroende av töjningshastigheten vid högre temperaturer.

6.2 Hastighetsoberoende töjningshårdnande plastisk modell

Tid och hastighetsberoende (kryp och viskomaterial) har länge kunnat observeras i metalliska material. Detta beteende har också kunnat observeras vid låga temperaturer även om det då kan ses som betydelselöst. Men vid högre temperaturer, omkring en tredjedel av smälttemperaturen börjar det få större betydelse. I figur 11 illustreras ett enaxligt dragprov vid olika töjningshastigheter. Elasticitetsmodulen har liten påverkan av hastigheten medan flytgränsen visar på ett starkt beroende. Även utseendet på hårdnandekurvan och vilken brottgräns uppvisar har betydelse på hur snabbt deformationen sker [19].



Figur 11: Hastighetens inverkan på deformationsbeteendet [19].



Figur 12: Schematiskt en viskoplastisk materialmodell.

Detta är en enkel viskoplastisk modell där en elastisk fjäder är seriekopplad med ett nätverk där en friktionsdel ligger parallellt kopplad med en dämpare. En enkel viskoplastisk modell går att beskriva enligt [19]. Denna modell refereras till i litteraturen som ”*Bingham Model*” där den plastiska töjningshastigheten definieras enligt [19].

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \frac{1}{\eta} (|\sigma| - \sigma_Y) \text{sign}(\sigma) \quad 6.2$$

där η är en temperaturberoende materialparameter som beskriver den viskösa delen i modellen medan de andra delarna är definierade enligt tidigare.

och $\text{sign}(\sigma)$ definieras enligt

$$\text{sign}(\sigma) = +1 \text{ om } \sigma \geq 0$$

$$\text{sign}(\sigma) = -1 \text{ om } \sigma < 0$$

Det finns ett antal andra viskoplastiska modeller presenterade i litteraturen, *Perzyna Peric*, för att ta två exempel. Dessa bygger på en väldefinierad flytgräns för materialet för hela temperaturintervallet. Vidare finns det modeller som inte har någon explicit flytgräns, utan det antas att materialet flyter vid minsta pålastning, se exempelvis *Anands* modell [21]. I denna redovisas också parametrar för ren aluminium samt 2 % Si-stål för höga temperaturer.

För att exemplifiera en viskoplastisk modell används ett enaxligt dragprov enligt *Peric* modell med ett antal förenklingar gjorda. Modellen definieras enligt [19].

Töjningarna delas upp i en elastisk och en viskoplastisk del enligt

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{vp} \quad 6.3$$

där den elastiska delen definieras via Hookes lag,

och flytfunktionen (*eng. yield function*) enligt

$$\phi(\sigma, \sigma_Y) = |\sigma| - \sigma_Y \quad 6.4$$

Inom detta spänningsområde är alla töjningar rent elastiska, vidare kan den plastiska töjningshastigheten definieras genom den plastiska multipler $\dot{\gamma}$,

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \dot{\gamma}(\sigma, \sigma_Y) \text{sign}(\sigma) \quad 6.5$$

den viskoplastiska modellen baserad på *Peric* kan då definieras enligt [19]

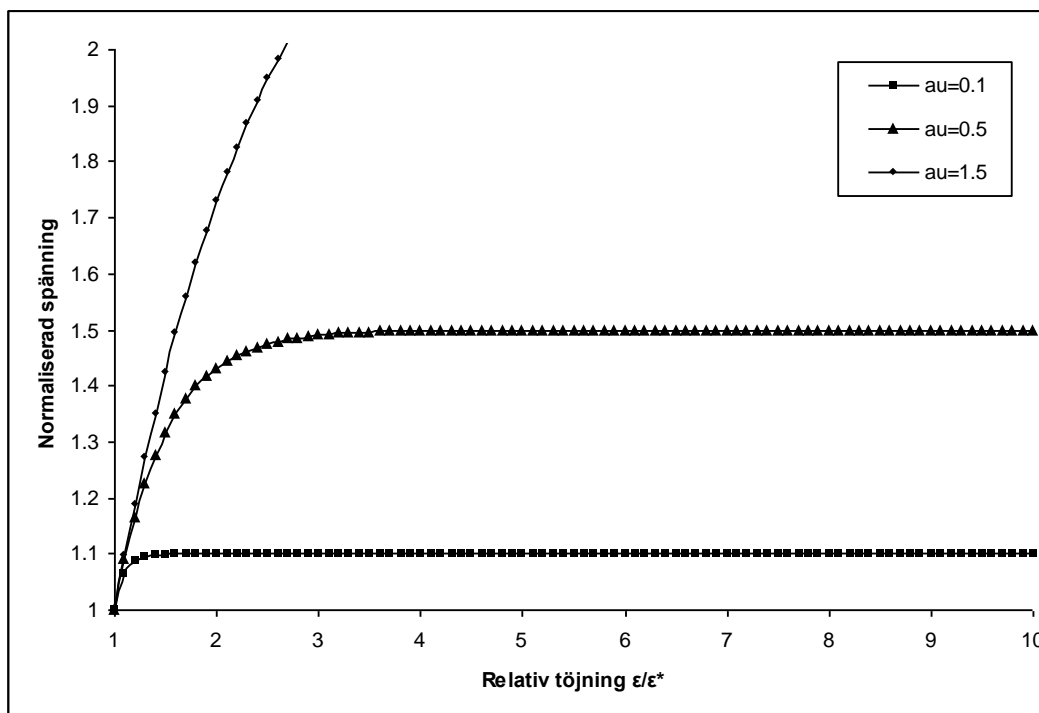
$$\dot{\gamma} = \left. \begin{cases} \frac{1}{\mu} \left[\left(\frac{|\sigma|}{\sigma_Y} \right)^{1/e} - 1 \right] & \text{om } \phi(\sigma, \sigma_Y) \geq 0 \\ 0 & \text{om } \phi(\sigma, \sigma_Y) < 0 \end{cases} \right\} \quad 6.6$$

där $\dot{\gamma}$ är definierad innan, μ är en parameter relaterad till viskositeten med enheten tid och e som är relaterad till töjningshastigheten. Dessa parametrar måste kalibreras mot experimentella data.

Denna modell exemplifieras genom dragprov i ett enaxligt tillstånd samt att $e=1$ samt att flytgränsen hålls konstant (perfekt viskoplastiskt material) samt att endast den plastiska delen betraktas. Då går det att efter ett visst manipulerande skriva följande uttryck.

$$\sigma = \sigma_Y \left\{ 1 + \alpha \mu \left[1 - e^{-\frac{1}{\alpha \mu} \left(1 - \frac{e}{e^*} \right)} \right] \right\} \quad 6.7$$

där α är en godtycklig töjningshastighet, e^* är töjningen vid flytgränsen samt e töjningen. Intressant med denna modell är att om α är 0 går modellen mot ett idealplastiskt beteende medan om α går mot oändligheten går modellen mot en rent elastisk modell. Detta illustreras i följande figur där normaliserad spänning plottas mot relativ töjning för olika värden på $\alpha \mu$.



Figur 13: Spänningen utveckling med olika töjningshastigheter.

6.3 Val av materialmodell

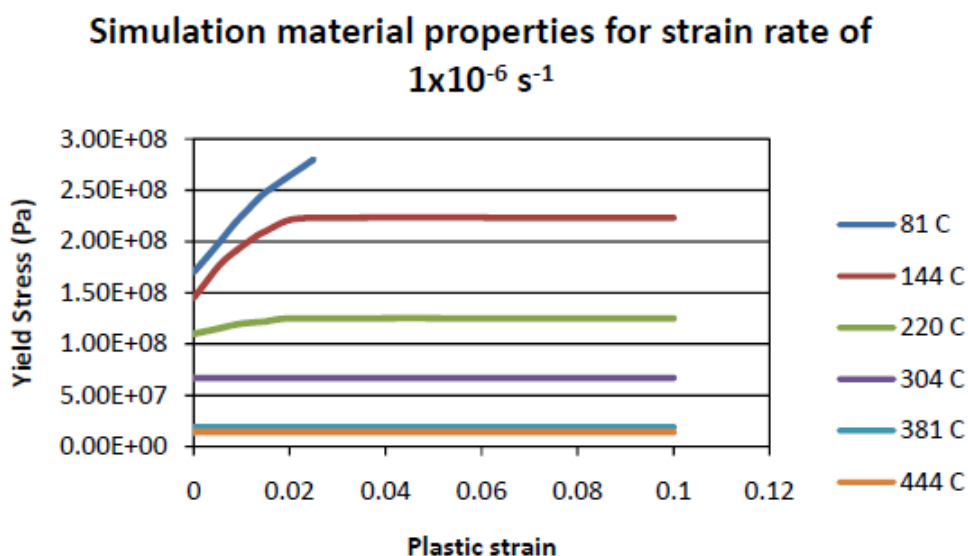
För att kunna förutsäga kvarvarande spänningar och deformationer måste materialdatan vara rätt definierad, både för gjutgodset och för verktygsmaterialet. Både termofysikaliska samt mekaniska data måste anges. Det är väl känt att töjningshastigheten har mycket stor betydelse för flytspänningen vid förhöjda temperaturer. Ofta tas dock inte denna effekt med vid simulering av restspänningar [8]. I regel används endast plastiska modeller med eller utan hårdnande vilket kan introducera fel i beräkningen eftersom de konstitutiva sambanden avgör hur spänningen utvecklas. I [20] menar dock Gustavsson att vid snabba transienta stelning och svalningsförlopp kan en hastighetsoberoende materialmodell vara fullt tillräcklig. Detta bör utredas med känslighetsanalyser genom simulering av pressgjutning.

7 Material data för simulering

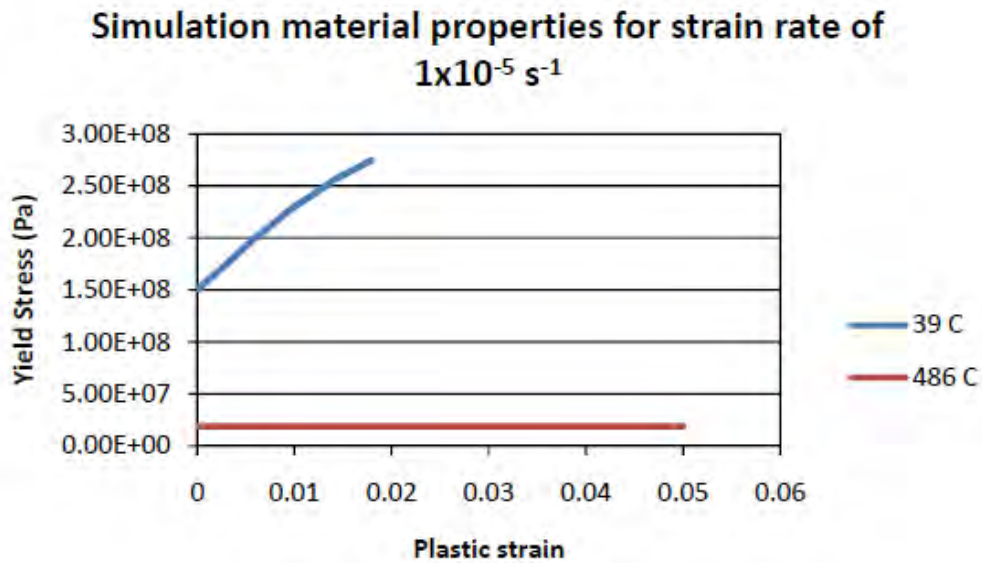
I detta avsnitt kommer materialdata som använts vid simulering av distorsioner och spänningar att presenteras. Detta skall endast betraktas som ett urval, även om det går att skapa en komplett databas av dessa data. Vidare anges inga parametrar för olika materialmodeller utan data presenteras antingen som kurvor eller i tabellform.

7.1 Material A380

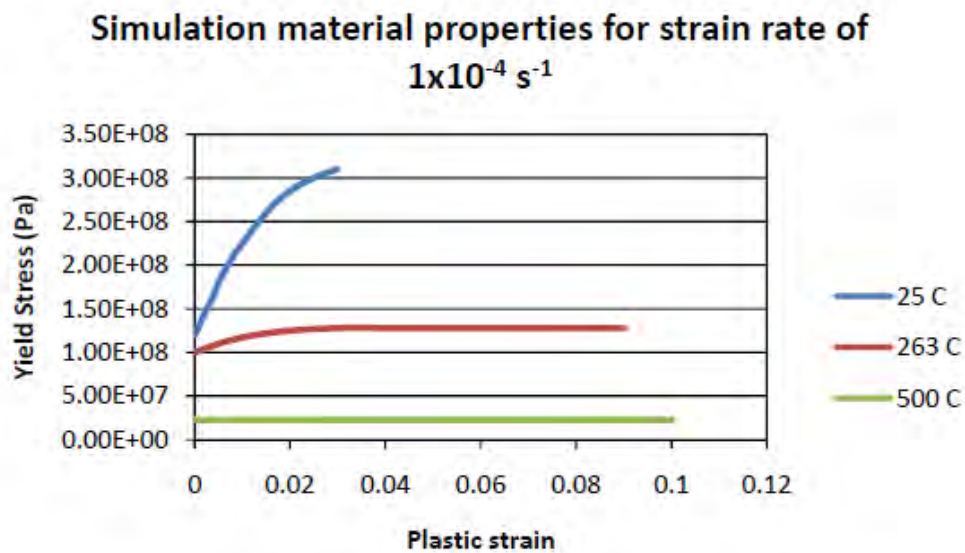
Plastiska materialdata är hämtade från [3] där dragprov vid olika temperaturer samt töjningshastigheter har genomförts. Följande plastiska data användes vid simulering av distorsioner och spänningar i [3], se figur 14-18. Som det går att se har töjningshastigheten stor betydelse vid förhöjda temperaturer. Eventuellt mjuknande av materialet vid högre temperatur och lägre töjningshastigheter har inte inkluderats i de data som användes vid simulering.



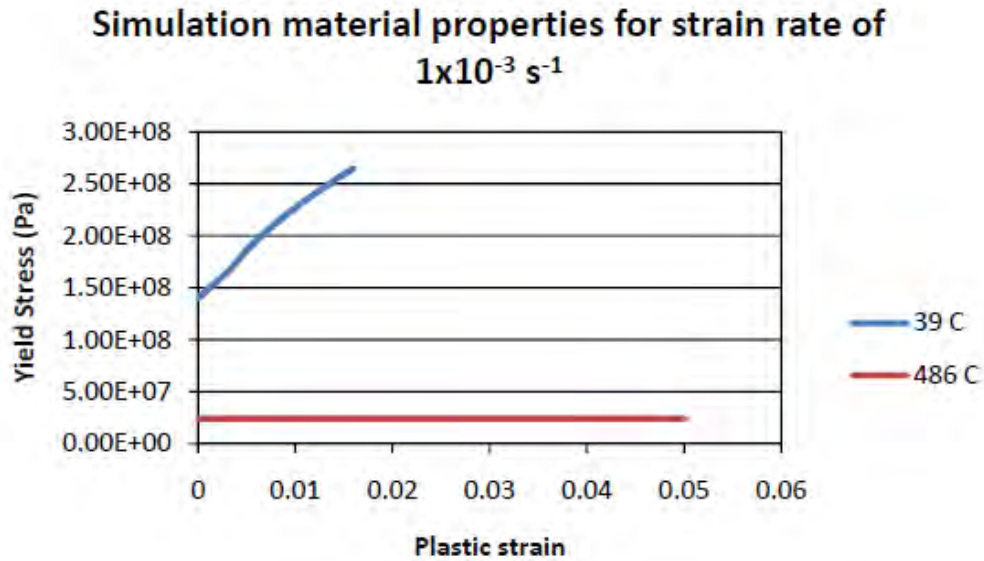
Figur 14: Spänningsdata för A380, för $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ [3].



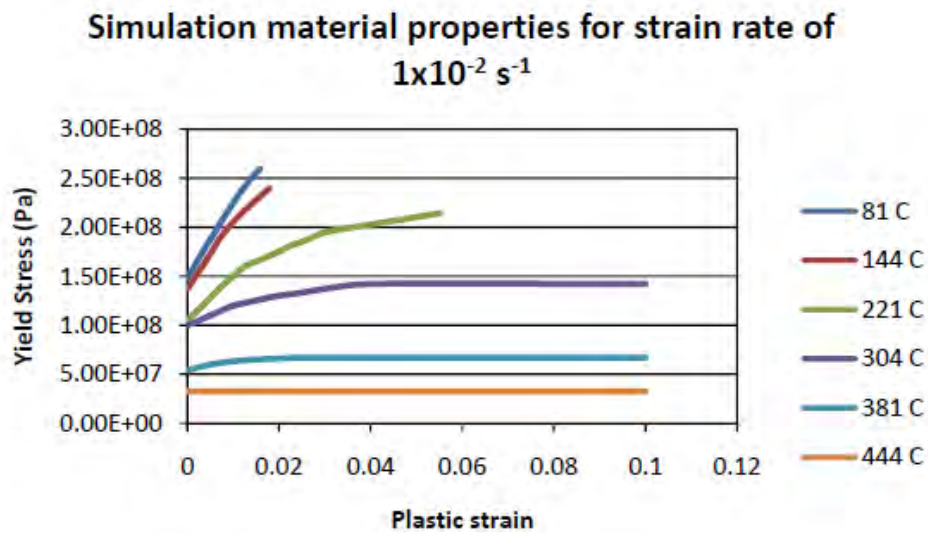
Figur 15: Spänningsdata för A380, för $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ [3].



Figur 16: Spänningsdata för A380, för $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ [3].

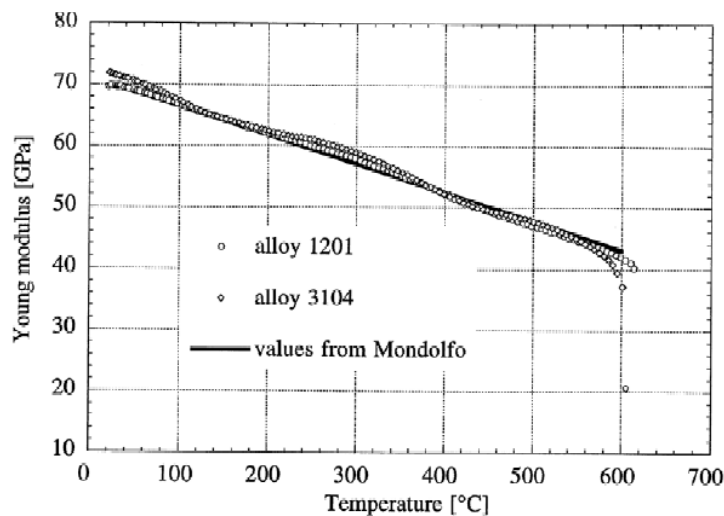


Figur 17: Spänningsdata för A380, $\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ [3].



Figur 18: Spänningsdata för A380, $\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ [3].

Enligt författaren [3] är elasticitetsmodulen för aluminium ganska okänslig för legeringen, se figur 19.



Figur 19: Elasticitetsmodulen som funktion av temperatur [3].

Från [1] rapporteras följande värden för mekaniska data som användes för att förutsäga deformationer av pressgjutet 380. I detta arbete undersöktes hur hårdnandet av materialet spelar in på slutgiltiga deformationerna och spänningarna. De använde ett set av data där hårdnandet var starkt och ett set med mindre hårdnande.

Tabell 2: Mekaniska data för A380 använda i [1] (lågt hårdnande).

Temperature (C)	Strain (%)	Yield Strength (MPa)	Temperature (C)	Strain (%)	Yield Strength (MPa)
25	0.0	159	300	0.0	80
	0.02	161		0.02	82
	0.04	163		0.04	84
	0.06	165		0.06	86
	0.08	167		0.08	88
	0.1	169		0.1	90
100	0.0	159	400	0.0	40
	0.02	161		0.02	42
	0.04	163		0.04	44
	0.06	165		0.06	46
	0.08	167		0.08	48
	0.1	169		0.1	50
200	0.0	130	600	0.0	40
	0.02	132		0.02	42
	0.04	134		0.04	44
	0.06	136		0.06	46
	0.08	138		0.08	48
	0.1	140		0.1	50

Som det går att se så skiljer speciellt elasticitetsmodulen sig åt. I [1] ”droppar” modulen vid betydligt lägre temperatur. Detta är signifikativt, vilket också behandlades tidigare, i olika arbeten används olika materialdata för samma material. Termofysikaliska data för A380 som användes i [1] presenteras nedan.

Tabell 3: Termofysikaliska data från [1].

Temperature (C)	25	450	538	539	593	594
Density (Kg/m ³)	2760	2760	2660	2660	2460	2460
Thermal expansion Coefficient*	2.2E-05	2.2E-05	2.2E-05	4.0E-05	4.0E-05	2.2E-05
Thermal Conductivity (W/mK)	109					
Specific heat (J/KgK)	963					
Latent heat (KJ/kgK)	389					
Solidus temperature (°C)	538					
Liquidus temperature (°C)	593					

7.2 Verktygsstål

Även materialdata för de ingående delarna i verktyget måste definieras. Nedan följer de materialdata som användes i [1]. Det finns gott om data för exempelvis H13 publicerade i litteraturen.

Tabell 4: Materialdata använda i för verktygsinsatser [1].

Material Property	AISI H13	AISI 4140
Modulus of elasticity (Gpa)	206.8	206.8
Poisson ratio	0.29	0.29
Density (Kg/m ³)	7820	7820
Thermal expansion coefficient	1.17*10 ⁻⁵	1.17*10 ⁻⁵
Thermal conductivity (W/m.K)	29	40

7.3 Summering materialdata

Som nämnts innan måste materialets, både termiska och mekaniska, beteende beskrivas så korrekt som möjligt. Materialdata som använts vid simulering av pressgjutning har exemplifierats. Dessa data kan tjäna som en första uppsättning av materialet vid simulering. Inga regressioner för de viskoplastiska data har genomförts, dock ges ett set av spänning-töjningskurvor från litteraturen.

8 Modellering av pressgjutning

Denna del kommer till stor del grundas på arbetet utfört och rapporterat i [1,3]. I dessa arbeten ligger fokus på distorsioner och spänningar som uppkommer vid pressgjutet aluminium (A380).

8.1 Modellering pressgjutning med avseende på deformationer och kvarvarande spänningar

För att förutsäga deformationer av pressgjutgods måste förutom att materialets beteende beskrivs måste alla aspekter av verktygets deformationer tas i beaktande vid modellering. Det finns tre olika skäl till deformationer av verktyget under gjutning, vilket påverkar gjutgodsets distorsioner [3].

- Ojämn temperaturbild
- Klämkrafter
- Eftermatningstryck

I både [1,3] inkluderas ett antal maskinelement i simuleringen för att kunna ta hänsyn till ovan nämnda orsaker till deformationer av verktyget. Både verktyg, utstördelar samt de plattor som klämkraften appliceras på tas med i simuleringen. Deformationer orsakade av temperaturskillnader i verktyget modelleras i en separat transient simulering, där ett antal cykler simuleras upp till ”*steady state*”. Konstant värmeövergångstal används ($5000 \text{ W/m}^2/\text{K}$) Klämkraftens inverkan simuleras i en andra beräkning, där också friktion mellan ingående delar tas hänsyn till. Till sist simuleras också de deformationer som skapas av eftermatningstrycket genom att applicera ett hydrostatiskt tryck i kaviteten. Genom att använda ett tunt skalmesh i kaviteten med mycket låg styvhet mappar de sedan initiala deformationer på gjutgodsets noder. På så sätt detta skapas initial geometri för gjutgodset. Försök gjordes även med hybridelement i Abaqus, element som har hydrostatiskt tryck som frihetsgrad. Men enligt författaren så var det problem med att etablera kontakt mellan gjutgods och verktyg. Därför användes ett skalmesh istället även om det inte helt är en representativ bild av verkligheten. Dessa olika laster används sedan som initiala randvillkor i en fullt ut kopplad termisk och mekanisk beräkning, där gjutgodset får stelna och svalna tills tiden för urslag. Efter urslag får sedan gjutgodset svalna ner till rumstemperatur.

Ett urval av erfarenheter med avseende på modellering av restspänningar i pressgjutgods, [1], baserat på simuleringsresultat.

- Den största delen av spänningar utvecklas när gjutgodset fortfarande är i formen. Efter urslag relaxeras och sjunker spänningen något ner till rumstemperatur.
- Flytgränsen hade störst inverkan på restspänningar vid urslag medan temperaturen vid ingjutningen hade störst inverkan på restspänningarna vid rumstemperatur. Det skall tilläggas att det fanns ett starkt samband mellan restspänningar och urslagstemperatur.
- Författaren menar att det är tillräckligt att göra sekventiellt kopplade analyser, då de i simuleringarna inte såg någon spalt bildas. Dock måste

kontakten mellan verktyg och gjutgods beaktas för att fånga graden av hindrad kontraktion på grund av kontaktvillkoret.

9 Diskussion

För att kunna förutsäga något om kvarvarande spänningar i ett gjutgods generellt genom simuleringar måste flera olika aspekter tas i beaktande som styr utvecklingen av spänningarna.

- Termisk historik
- Graden av hindrad kontraktion
- Materialets konstitutiva beteende

Den termiska historiken i olika delar av gjutgodset måste modelleras korrekt och bör verifieras mot experiment eftersom den driver termiska spänningar. Eventuell spaltbildning under stelning och svalning kan modelleras genom någon av de ekvationer som presenterats ovan. En annan metod är att använda av ”lokala” IHTC på olika ytor av gjutgodset för att värmetransporten skall modelleras korrekt. För att kunna fånga graden av hindrad kontraktion måste kontaktytor definieras mellan gjutgods och form, vilket också är nödvändigt för att kunna beräkna ett spaltberoende IHTC. Slutligen måste vikten av materialdata betonas. Spänningsutvecklingen och töjningar styrs helt av hur materialet är beskrivet. Det är visat både i litteraturen och tidigare i denna rapport att töjningshastigheten har stor betydelse för flytgränsen, men även hur hårdnandet ser ut även om Gustavsson i [20] menar att det kanske inte är nödvändigt vid snabba transienta förlopp. Materialdata för implementering har tidigare givits och kan användas initial.

10 Referenser

- [1] A.E Ragabm , PHD Thesis, Sensitivity Analysis of Casting Distortion and Residual Stress Prediction Through Simulation Modeling and Experimental Verification, The Ohio State Universtiy, (2003)
- [2] S M Sadrossadat. , PhD Thesis, "On the Residual Stresses and Microstructure Formation of Aluminium-Silicon Cast Alloys", Department of Management and Engineering, Linköping University, (2011).
- [3] A. Garza-Delgado, PhD Thesis, A Study on Cast Distortion and Residual Stresses in Die Castings, The Ohio State Universtiy, (2007)
- [4] J.e. Wyatt, J.T. Berry, A.r. Williams, Residual stresses in aluminium castings, Journal of Materials Processing Thechnology, 191, pp 170-173 (2007)
- [5] G. Upadhya, A.J. Paul, "Solidification Modeling: A Phenomenological Review, AFS Transactions, V 102 Paper 94-75 P 69-80, (1994)
- [6] A. Hamasaiid et.al, "A predictive model for the evolution of the thermal conductance at the casting–die interfaces in high pressure die casting", International Journal of Thermal Sciences 49 (2010) 365–372
- [7] J.W. Wooley, K.A. Woodbury, "The Interfacial Heat Transfer Coefficient of Metal Castins – A Lierature Review, AFS Transactions, Paper 07-075 pp 1-18 (2007)
- [8] B.G. Thomas, "Modeling of Stress, Distortion, and Hot Tearing, ASM Handbook, Volume 15: Casting, (2008)
- [9] ESI ProCAST, user manual, (2010)
- [10] R.W. Lewis, R.S. Ransing, "The optimal design of interfacial heat transfer coefficients via a thermal stress model, Finite Elements in Analysis and Design 34, pp 193-209, (2000)
- [11] R.D. Pehlke et.al, "Heat Transfer at the Mold-Metal Interface in Permanent Mold Casting af Aluminium Alloys Project", Final Report, Department of Materials Science and Engineering, The University of Michigan, (2001)
- [12] X Wan, R.D Pehlke, "Modeling Solidification of a Hubcap Casting in a Gravity Permanent Mold Casting Process", AFS Transactions, Paper 05-189(02), 2005
- [13] D.J. Celentano, " A thermo-mechanical model with microstructure evolution for aluminium alloy casting processes, International Journal of Plasticity 18 (2002), pp. 1291–1335
- [14] ZHI-PENG GUO et al. " Effect of Process Parameters, Casting Thickness, and Alloys on the Interfacial Heat-Transfer Coefficient in the High-Pressure Die-Casting Process, METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS A, PP 2896-2905 (2008)

- [15] A. Hamasaiid et.al , “A predictive model for the evolution of the thermal conductance at the casting-die interface in high pressure die casting, International Journal of Thermal Science 49, pp 365-372, (2010)
- [16] A. Long et.al., “Determination of the heat transfer coefficient at the metal die interface for high pressure die cast AlSi9Cu3Fe, Applied Thermal Engineering, Article in press.
- [17] B.G Thomas, “Issues in Thermal-Mechanical Modeling of Casting Processes”, Iron and Steel Institute of Japan International, Vol 35, pp 737-743, (1995)
- [18] Y.C. Lin, X-M. Chen, “A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working”, Materials and Design 32,pp 1733–1759, (2011)
- [19] EA de Souza Neto, Computational methods for plasticity: theory and applications, ISBN 978-0-470-69452-7
- [20] E. Gustafsson, Lic Thesis, Optimization of Castings by using Surrogate Models, Department of Mechanical Engineering, Linköping University, (2007).
- [21] S.B. Brown, D.H. Kim, L. Anand, “*An Internal Variable Constitutive Model For Hot Working of Metals*”, International journal of ploacticity, Vol 5, pp 95-130, 1989