

DANSK METALLURGISK SELSKABS VINTERMØDE

Randers 1992

**Optimering af støbeprocessen for højkvalitets-
aluminiumslegeringer ved hjælp af processimulering.**

P. N. Hansen
Lab. f. Termiske Materialeprocesser, DTH

L. H. Kallien, J. Sturm og M. Lipinski
MAGMA Giessereitechnologie GmbH

F. Odor
Robert Bosch GmbH

P. Bellity
Waelles Industry

Abstract

This paper presents the application of recent developments in simulation techniques for optimization of casting and process conditions for high integrity aluminum castings.

Substantial advances have been made in investigating the filling and flow patterns for complex shaped casting geometries in reasonable response times for applications within the foundry. Different numerical methods to take into account, the complex physics including turbulence have been investigated and proved and will be presented with simplified examples.

The investigation of solidification patterns by means of pure heat flow calculation is a rather poor tool just providing the user with information about temperature distribution and hot spot regions. Additional efforts have been made to incorporate additional feeding flows due to the temperature dependent shrinkage of the superheated melt and the solidifying mush. Especially within the feeder neck, the consideration of flowing melt allows for exact estimation of freezing behavior and therefore for prediction of activeness of the feeder to feed the casting. The determination of soundness of the casting and local feeding conditions will be allowed by investigating the actual local shrinkage due to density distribution and the subsequent need to compensate this volume. All possible feeding paths will be investigated during calculation and will allow the estimation of different feeding zones and prediction of unfeeded regions. These new tools allowing for optimization of gating lay-out, feeder sizes, locations and neck dimensions for any casting process have been applied to investigate the current die and process design of a high integrity aluminum casting for anti-locking systems. The casting is produced in inverse die casting allowing smooth filling conditions and tilting the die for the subsequent feeding.

Comprehensive process simulation has been made to investigate the casting sequence at real quasi steady state process conditions. Three cycles have been calculated. During filling sequence conditions the die has been tilted deviating 4° from horizontal axis and has automatically been moved into vertical position after complete filling.

Different water cooling cycles are cooling the bottom of the die. Within each casting cycle, the die will be opened at a certain time and the solidified casting will be removed automatically. Further cooling of the casting outside the die will be calculated. Changed cooling conditions for the die due to external radiation and convection will be taken into consideration.

The results clearly show the substantial effects of filling through the following solidification path and the changed in feeding conditions and resulting soundness over the different casting cycles. Potential to use up to date simulation tools for optimization of the process conditions in front of any production is demonstrated.

PNH 2

Resumé

Dette paper beskriver den nyeste udvikling inden for simuleringsteknikken vedrørende optimering af støbe- og procesbetingelserne for højkvalitets-aluminiumslegeringer.

Der er gjort betydningsfulde fremskridt i udviklingen af hurtige numeriske analyseteknikker for optimering af indløbs- og efterfødningsmeknikken for komplekst gods til brug i støberiet. Forskellige numeriske metoder, der tager højde for de komplekse fysiske betingelser inklusive turbulens, er blevet undersøgt og testet og vil blive præsenteret med simplificerede eksempler.

Undersøgelse af størkningen kun ved hjælp af varme-flow-beregning er et temmeligt ringe redskab, der blot giver brugeren oplysning om temperaturfordeling og områder med varmecentre. Desuden har man søgt at medtage den strømning af flydende metal (efterfødnings), der skyldes kontraktion i smelten og i størkningsintervallet. Strømning af metal i efterføderhalsen er specielt vigtig for at forudsige efterføderens virkemåde med henblik på at efterføde støbeemnet. Fastlæggelse af støbeemnets sundhed og lokale efterfødningsforhold sker ved at undersøge det reelle lokale svind på grund af kontraktion og den deraf følgende nødvendighed af at kompensere for dette volumendeficit. Alle mulige efterfødeveje vil blive undersøgt gennem beregninger og muliggøre vurderingen af forskellige fødezoner og forudsigelse af områder med manglende efterfødnings.

Disse nye metoder til optimering af indløbs layout, efterføderstørrelse og placering og efterføderhalsdimensioner til en hvilken som helst støbeproces er blevet brugt til at undersøge et højkvalitets-aluminiumstøbeemnes nuværende form og proces-design. Støbningen foregår ved at kippe formen under formfyldningsforløbet.

Der er foretaget omfattende processimulering for at undersøge støbesekvensen ved virkelige quasi-konstante procesbetingelser. Tre cykler er blevet beregnet. Før formfyldningsprocessen er formen blevet vippet, så den afviger 4° fra den horisontale akse, og er automatisk blevet bragt i vertikal position efter komplet fyldning.

Flere adskilte vandkølekredse køler formens bund. Inden for hver cyklus bliver formen åbnet på et bestemt tidspunkt, og det størknede emne vil automatisk blive fjernet. Yderligere køling af emnet uden for formen vil blive beregnet. Ændrede kølebetingelser for formen på grund af de ydre strålings- og konvektionsforhold er også medregnet.

Resultaterne viser klart de væsentlige effekter af efterfødnings gennem størkningszonen og forandringerne i efterfødebetingelserne og resulterende sundhed for de forskellige procescykler. Potentialet ved at bruge up to date simuleringsteknikker til optimering af procesbetingelserne før enhver produktion er demonstreret.

Indledning

Kontraktion under køling og størkning kræver kompensering af smelte fra efterføderen. Efterføderens og efterføderhalsens design har afgørende betydning for støbeemnets sundhed. Størkningssimulering ved brug af Fouriers lov om varmeflow vil give information om størkningsmønstre og sidste størkningsområde, men tager ikke højde for varmetransport ved massens konvektive bevægelse på grund af smeltens sammentrækning. Denne yderligere varmetransportmekanisme fører til forhøjede størkningstider i den snævre efterføderhals og derfor til bedre efterfødebetingelser for støbningen.

Tager man dette i betragtning, er det nødvendigt at få information om smeltens sammentrækning i flydende tilstand og i størkningsintervallet. Edb-programmet benytter temperaturafhængige densiteter. Svindet beregnes på basis af det reelle temperaturtab i ethvert element. Behovet for efterfødemetal fra omgivelserne til det specielle element kan fastlægges, og programmet skønner til slut vejen til efterføderen. At opsummere alle elementers svind inden for et tids-skridt i beregningerne vil medføre et metalvolumen, der flyder fra efterføderen ind i støbeemnet og passerer efterføderhalsen ved konvektiv metalstrømning.

Temperaturfordelingen fastlægges ved brug af det kombinerede diffusive og konvektive udtryk for varmetransport givet ved ligning (3).

Ved sammenligning af resultater fastlagt for varmeflowberegning udelukkende baseret på Fouriers lov med resultater baseret på det kombinerede udtryk, som nævnt ovenfor, kan navnlig størkningstiderne variere med en faktor 2. Det betyder, at efterfødningsprocesen foregår meget længere end beregnet ved varmeflowmodeller baseret udelukkende på varmeledning.

Fastlæggelse af lokale efterfødningsbehov for svind i et hvilket som helst element er yderligere blevet anvendt til at beregne efterfødebetingelserne i emnet. Baseret på den aktuelle temperatur kan forskellige fødezoner opdages. Fødemetallet flyttes inden for enhver fødezone fra den aktive efterføder til størkningszonen. Når efterføderen fryser bort fra støbeemnet, vil separate fødezoner opstå, og yderligere størkning og efterfødningsproces vil foregå uafhængigt i ethvert delområde. Den makroskopiske massefødningsproces afbrydes, når der dannes et vist dendritisk netværk. Dette kan korreleres med en størknet fraktion, som kan justeres på basis af størkningsmorfologien, d.v.s. den givne legering og metallurgi.

Det nødvendige fødemetal under den yderligere størkning i disse isolerede områder må komme fra den resterende mængde flydende metal. Den følgende efterfødningsproces foregår i afhængighed af tyngden som funktion af de lokale trykbetingelser. Volumenreduktionen bestemmes og ender med en vis porøsitet, som typisk lokaliseres lige over et varmecentrum. Afhængighed af legeringens mikrostruktur ved størkning d.v.s. størkningsinterval og tætheden af grødzonens

makroskopiske struktur, kan tendensen til porøsitedannelse forudsiges.

Fastlæggelse af efterfødebetingelser baseret på den ovenfor nævnte algoritme vil muliggøre beregning og optimering af efterføderdimensionerne for en hvilken som helst efterføder separat.

Teoretisk baggrund

Vædskestrømning og konvektiv varmeoverførsel styres af Navier-Stokes ligningerne, som er (tensorform er benyttet):

kontinuitet:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j) = 0 \quad (1)$$

momentum (i-th komponent):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j u_i) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + f_i \quad (2)$$

energi:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j h) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial p}{\partial t} + u_j \frac{\partial p}{\partial x_j} + q_v \quad (3)$$

I ovenstående ligninger er (t, x_i) tid-rum koordinater; ρ , U_j , p , h , q_v er densitet, j -te henholdsvis hastighedskomponent, tryk, enthalpi og volumetrisk varmekilde. Spændingstensorkomponenterne for laminar flow af en Newtonsk vædske er givet ved følgende ligning:

$$\sigma_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \left(u^b + \frac{2}{3} \mu \right) \delta_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (4)$$

μ er vædskens masseviskositet. Massekraft pr. volumenenhed i i -retningen skyldes i de fleste tilfælde kun tyngde.

$$f_i = \rho g_i \quad (5)$$

Energiligning (3)'s andet og tredje led på højre side af lighedstegnet kan udelades ved moderate hastigheder under forudsætning af et ikke-kompressibelt medium. Energiligningen kan skrives udtrykt i temperatur i stedet for enthalpi

som afhængig variabel, forudsat der på en eller anden måde er taget højde for den latente størkningsvarme. Typisk kan der enten bruges yderligere kildeled eller inkluderes latent størkningsvarme i (ρc_p) værdien.

Ligningerne (1) og (3) har analog form, d.v.s.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\Phi) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\Phi u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x_j}\right) + S_\Phi \quad (6)$$

Den fysiske betydning af leddene i ligning (6) er: akkumulering, konvektiv og diffusiv transport og kildeled for en generel variabel Φ .

Ligning (1) til (4) vedrører laminar flow. De kan anvendes på turbulent flow, men så er alle variable øjebliksværdier. Det er praktisk at omdanne en diskret værdi af Φ til en sum af en gennemsnitlig og en oscillerende komponent, så:

$$\Phi(x_p, t) = \bar{\Phi}(x_p, t) + \Phi'(x_p, t) \quad (7)$$

Hvis der indføres relationer som (7) for alle variable i ligningerne (1) til (3), idet en gennemsnitsværdi af Φ forudsættes, fås Reynold's ligninger, som vises nedenfor:

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} u_j}{\partial x_j} = 0 \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho} u_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} u_i u_j}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho} u'_i u'_j) &= -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\mu S_{ij} + (\mu^b - \frac{2}{3}\mu) + S_u \delta_{ij}) - \\ & \left(\frac{\partial \bar{\rho} u'_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} u'_i u_j}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{\rho} u'_j u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{\rho} u'_i u'_j}{\partial x_j} \right) + f_i \end{aligned} \quad (9)$$

$$\frac{\partial \overline{\rho \Phi}}{\partial t} + \frac{\partial \overline{u_j \rho \Phi}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{\rho u_j' \Phi'}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_j} \right) + \frac{D\rho}{Dt} - \quad (10)$$

$$\left[\left(\frac{\partial \overline{\rho' \Phi'}}{\partial t} + \frac{\partial \overline{u_j' \rho' \Phi'}}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\overline{\rho' u_j' \Phi'} + \overline{\rho u_j' \Phi'} \right) \right] + \overline{S_\Phi}$$

hvor

$$\overline{\rho' u_j'} \ll \overline{\rho u_j} \quad (11a)$$

$$S_{ij} = \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \quad (11b)$$

$$S_{ii} = \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_i} \quad (11c)$$

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} = 0 \quad (11d)$$

Det er turbulensmodellens opgave at fremskaffe passende ligninger for de ukendte korrelationer som $u_i u_j$. Mange forskellige turbulensmodeller er foreslået. Spalding [1] har givet en udmærket oversigt. Selv om udviklingen inden for forskningen i turbulensmodeller går stærkt, er tilfredsstillende generelle turbulensmodeller stadig kun et håb for fremtiden. Der findes nogle modeller på forskellige kompleksitetsniveauer begyndende med simple modeller og videre med multi-lignings differentialmodeller [1]. For dette arbejde er valgt k-ε modellen som den bedst testede og verificerede og passende for recirkulerende strømninger.

De nye områdevariable i k-ε turbulensmodellen er:

den kinetiske turbulensenergi k defineret ved:

$$k = \frac{1}{2} \overline{u_i' u_i'} \quad (12)$$

dissipationsstyrken defineret ved:

$$\epsilon = \left(\overline{\frac{\partial u_i'}{\partial x_i}} \right)^2 \quad (13)$$

Det endelige sæt af k- ϵ turbulensmodelligninger skrevet med dimensionsløse modeltal angives nedenfor:

kontinuitet:

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_i} = 0 \quad (14)$$

momentum:

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(1 + Re_t) \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} \right] - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(1 + Re_t) \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \right] + f_i \quad (15)$$

energi:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \theta}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu_t}{\sigma_t} \right) \frac{\partial \theta}{\partial x_j} \right] + q \quad (16)$$

kinetisk turbulensenergi:

$$\frac{\partial \overline{k}}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \overline{k}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(1 + \frac{Re_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \overline{k}}{\partial x_j} \right] + P_t + G_t - \epsilon \quad (17)$$

dissipationshastighed:

$$\frac{\partial \overline{\epsilon}}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \overline{\epsilon}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(1 + \frac{Re_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \overline{\epsilon}}{\partial x_j} \right] + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{\langle \overline{k} \rangle} (P_t + G_t) - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon}{\langle \overline{k} \rangle} \overline{\epsilon} \quad (18)$$

Følgende relationer afslutter ligningssystemet:

frembringelse af turbulens ved forskydning:

$$P_t = (1 + Re_t) \left(\left| \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right| + \left| \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right| \right) \left| \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right| \quad (19)$$

frembringelse af turbulens ved opdrift:

$$G_t = (1 + Re_t) \frac{Gr}{\sigma_\theta} \left(\left| \frac{\partial \theta}{\partial x} \right| + \left| \frac{\partial \theta}{\partial z} \right| - \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (20)$$

$$Re_t = \frac{v_t}{\nu_t} \quad (21)$$

$$\mu_t = \frac{C_D \rho k^2}{\epsilon} \quad (22)$$

Ligningerne (14) til (22) skal diskretiseres ved brug af passende numeriske metoder. Ligheden mellem ligningerne (1) til (3) og (14) til (18) bør bemærkes.

I turbulensberegninger erstattes de respektive vædskeegenskaber med deres effektive værdier, f.eks.

$$\mu_{eff} = \mu_l + \mu_t \quad (23)$$

Resume af den numeriske metode for simulering af strømning

Transportligning af formen (6) diskretiseres ved hjælp af kontrolvolumen finite difference metoden på et tredimensionalt net. Transportligningernes ikke-konservative version benyttes, d.v.s. kontinuitetsligninger fratrækkes alle andre. Med andre ord antages kontinuitetsligningen at være opfyldt; dette sikres ved at benytte en speciel tryk- og hastighedskorrektionsprocedure.

- Numeriske tilnærmelser foretages på en måde, der ligner SOLA-VOF-teknikken, hvor konvekktive volumenstrømme erstatter hastigheder [2]
- 'Prediction'-trinnet foretages ved explicit løsning af momentumligningerne. 'Correction'-trinnet korrigerer tryk og hastigheder, således at kontinuitetsligningen opfyldes [2]
- Der anvendes to fremgangsmåder til at løse de lineære ligninger. Den ene er symmetrisk, explicit punkt-for-punkt Jacobi iteration. Den anden er den linie-implicitte ADI teknik.

- Den frie smelteoverflade flyttes i tid og rum ved brug af VOF-funktionen [3]. Men transportligningen, der styrer VOF-funktionen, løses ved kraftigt modificeret donor-acceptor teknik.
- Grænsebetingelser introduceres i momentumligninger ved hjælp af beregnede forskydningsbelastninger under antagelse af en universel hastighedsprofil i nærheden af faste vægge. Tryk i den fri overfladecelle i differensnettet beregnes i lighed med den af Hirt foreslåede [3]. Temperaturprofilen mellem væggen og en næsten-væg model kan antages lineær på grund af, at flydende metaller har et Prandtl tal i størrelsesorden 0,01, heraf det ringe turbulensbidrag til varmestrømmen ved formvæggen. Turbulent termisk ledning beregnes af:

$$\lambda_t = \frac{C_D \mu_t}{Pr_t} = \frac{C_D \mu_t}{0.8[1.0 - \exp(-6.0E-5 RePr^{1/3})]^{-1}} \quad (24)$$

Beregninger med en konstant turbulent diffusionsmodel

$$\mu_{eff} = 0.007 c_\mu \rho u_{max} l$$

hvor

$$c_\mu = 0.1$$

$$c_\mu = 0.1(0.001 Re_{max} - 1)$$

$$c_\mu = 0$$

$$\text{for } Re_{max} > 2000$$

$$\text{for } 1000 \leq Re_{max} \leq 2000$$

$$\text{for } Re_{max} < 1000$$

$$l = C_t D_h \quad C_t = 0.4$$

D_n = indløbets hydrauliske diameter

U_{max} = maksimal hastighed

Re_{max} = Reynold's tal baseret på U_{max} og indløbsdimensioner

Turbulent termisk ledning beregnes ved hjælp af ligning (24).

Resultater

Det støbeemne, der skal fremstilles og analyseres ved simulering, er et høj-kvalitetsprodukt til ABS systemet til biler. Stempelbevægelserne i dette emne kontrollerer bremsevædskens volumenstrøm for at hindre hjulene i at blokere under kraftig bremsning.

De nødvendige, strenge kvalitetskrav kan overholdes tilstrækkeligt godt i kippestøbeprocesser: Før formfyldning tippes formen over med en vinkel på 4° mod vandret for at muliggøre jævn og laminar formfyldning. Efter komplet fyldning kippes formen til en 90° position, der muliggør optimal efterføding i tyngderetningen. Både fyldning og efterføding er blevet undersøgt for de første tre cykler ved anvendelse af de ovenfor beskrevne metoder.

Geometri-inputtet er udført med 'Mini-CAD' systemet i edb-programmet MAGMASOFT, fig. 1. Differensnettet blev lavet automatisk for støbeemnet, form og kølesystem og var på 738.000 elementer. Fig. 2 viser nettet for støbeemnet uden efterføder, men med kølekanaler i formen. Fig. 3 viser formens net. De materialer, der indgik i simuleringen, var AlSi7Mg med en støbetemperatur på 710°C , formstål X38CrMoV5 med en begyndelsestemperatur på 300°C svarende til en opvarmet form og kølekanaler med vandstrømme på 120 l/h og 90 l/h.

Den totale tidscyklus var 250 sekunder med en fyldetid på 20 sekunder. Formen er lukket i 230 sekunder ialt. Varmeoverførselskoefficienterne mellem metal og form tager højde for, at der sværtes med et 0,1 mm tykt lag ved støbeemnet. Der anvendes et 1 mm tykt dæklag ved efterføderen for at minimere varmemestømmene ind i formen.

For at opnå kvasi-stationære temperaturforhold er der beregnet 3 cykler. På grund af den høje varmeextraktion via kølesystemet og den store energikoncentration i efterføderen, viser temperaturprofilen store gradienter mellem formens bund og top.

Den maksimale temperatur på formens overflade overstiger 500°C . Efter tre cykler er formen i 'steady state'.

Edb-programmet giver mulighed for at undersøge temperaturens indflydelse i formen og i støbeemnet meget omhygeligt. Metallet ihældes med 710°C og køler hurtigt ned i liquidus området. Det første holdepunkt opstår ved den primære størkning tæt under liquidustemperaturen. Det andet holdepunkt er ved størkningen af den eutektiske fase.

Efter 2 sekunder er 20 % af det totale formhulrumsvolumen fyldt, metallet rammer kærnen. Efter 6 sekunder er 30 % af hulrummet fyldt. Metallet løber rundt om kærnen. Efter 60 % er fyldt, har metallet nået støbeemnets bund. Når 80 % af formhulrummet er fyldt, løber en bølge fra bunden og tilbage.

Hovedstrømmen af metal er på højre side af hulrummet. Afkøling af metallet øges i de dele af formen, hvor metalstrømningen hindres af støbeemnets geometri. Efter 20 sekunders forløb er formen fyldt.

Under fyldningen hældes formen 4° mod den horisontale akse. Smelten løber ind i hulrummet fra indløbet, som befinder sig på støbeemnets efterføderside. Denne position sikrer, at det varmeste metal er i efterføderen, hvilket muliggør maksimal efterføding.

Konklusion

Kippefødeprocessen synes at være optimal til fremstilling af dette tykvæggede aluminiumsemne. Formfyldningen er jævn og laminar. Imidlertid opstår der i starten et varmecentrum, hvilket fører til porositetsproblemer i første cyklus. Når efterføderen er øverst i formen, og kølesystemet samtidig nedsætter temperaturniveauet i nederste sektion, sker der en retningsvendt størkning, som begynder med den anden cyklus.

De nyligt udviklede kriterier for efterføding til denne anvendelse viser, at der opnås porositetsfri emner efter anden og tredje cyklus. Efterføderen kunne dog reduceres for at spare returskrot, og cyklostiden derved reduceres.

Referencer

- [1] D. B. Spalding, 'Turbulence Models', A lecture course, Imperial College of Science and Technology, Rep. CFD/82/4, London 1983
- [2] B. D. Nichols, C. W. Hirt, R. S. Hotchkiss, 'SOLA-VOF: A Solution Algorithm for Transient Fluid Flow with Multiple Free Boundaries', Los Alamos, Sci. Lab. Rep. LA-8355, Los Alamos 1980
- [3] J. M. Sicilian, C. W. Hirt, 'HYDR-84-00-3, Los Alamos 1985

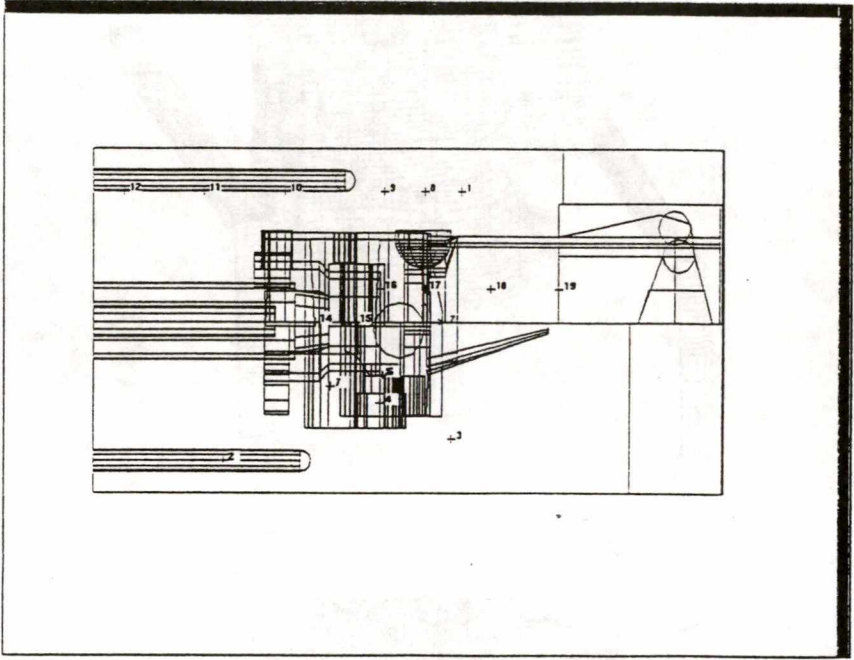


Figure 1: Geometry input carried out using the "Mini-CAD System".

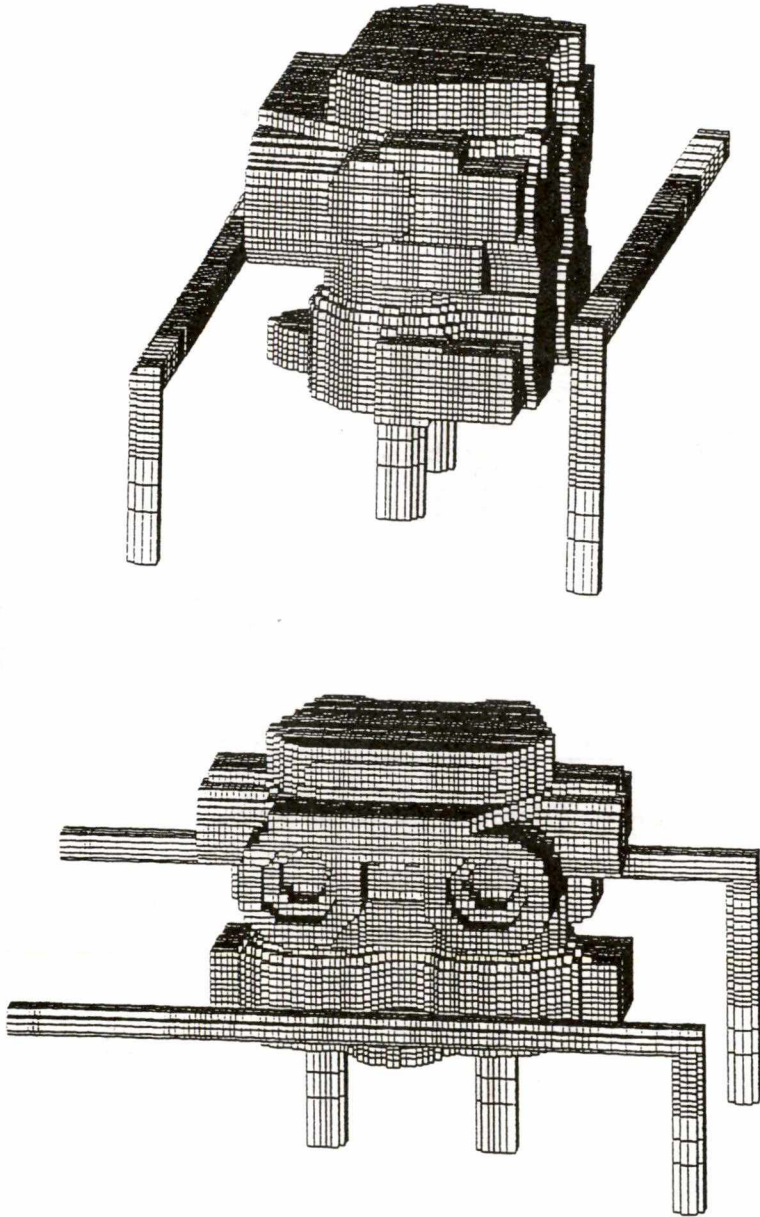


Figure 2: Enmeshment of casting and cooling channels.

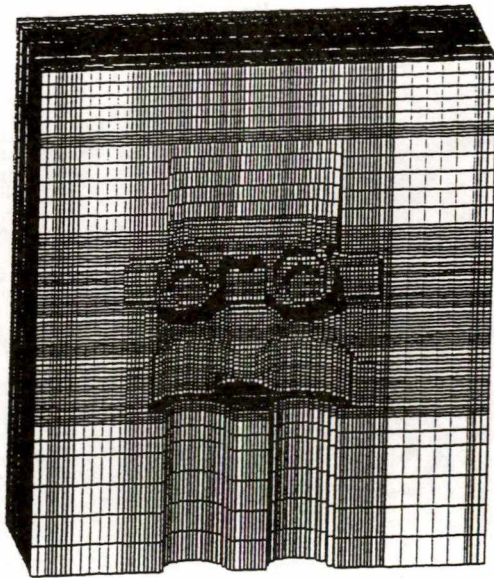
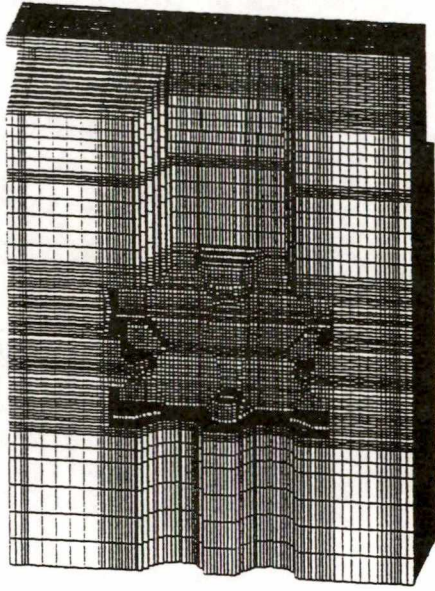


Figure 3: Enmeshment of the die.

