

2007년도 2월

工學碩士學位論文

船舶 建造用 曲블록 壓縮荷重 支持臺
핀지그 性形解析에 關한 研究

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

金正大

船舶 建造用 曲블록 壓縮荷重 支持臺
핀지그 性形解析에 關한 研究

*A Study on the Moulding Analysis of Compressive
Load Support in the Ship Construction Curve Block*

2007 年 2 月 日

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

金 正 大

船舶 建造用 曲블록 壓縮荷重 支持臺
핀지그 性形解析에 關한 研究

指導教授 車 龍 勳

이 論文을 工學碩士學位 申請論文으로 提出함.

2006 年 10月 日

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

金 正 大

金正大的 工學碩士學位論文을 認准함

審査委員長 朝鮮大學校 教授 崔 秉 起 印

審査委員 朝鮮大學校 教授 車 龍 勳 印

審査委員 朝鮮大學校 教授 成 百 燮 印

2006 年 11 月 日

朝鮮大學校 大學院

목 차

List of figures	I
List of tables	III
List of photographs	IV
Nomenclatures	V
Abstract	VIII

제 1 장 서 론

1.1 연구배경 및 목적	1
1.2 연구방법	5

제 2 장 관련이론

2.1 구조관련 이론	6
2.2 탕구계의 설계	11
2.3 기본 미분 방정식	14
2.4 유동해석	20
2.5 지배방정식	22
2.6 불균일 격자망에서의 차분화	23
2.7 충만 영역의 압력 및 속도장 계산	27
2.8 자유표면영역에서의 압력장 계산	29
2.9 Volume of Fluid	30

제 3 장 실험

3.1 재료 및 시험편	33
3.2 곡블록 편지그 설계	37
3.3 편지그 모델링 및 압축하중 분석	48
3.4 구조방안 및 해석	50

제 4 장 결과 및 고찰

4.1 유동해석 결과	57
4.2 유동속도벡터 해석 결과	64
4.3 응고 온도분포	68
4.4 곡블록 압축하중 응력해석 고찰	75
4.5 조직사진 관찰 및 경도시험	78

제 5 장 결론	84
----------------	----

<i>REFERENCES</i>	86
-------------------------	----

LIST OF FIGURES

Fig. 2.1 Dimension heat flow model	16
Fig. 2.2 Using element shape in the FDM	17
Fig. 2.3 Dimension mesh structure	20
Fig. 2.4 The locations of the variables for velocity (u, v, w), pressure(p)	24
Fig. 2.5 Three dimensional staggered mesh structure	29
Fig. 2.6 Determination of pressure on the free surface	30
Fig. 2.7 Determination of pressure on the free surface	31
Fig. 2.8 Fluid volume flux calculation	32
Fig. 3.1 Design for the mold	38
Fig. 3.2 Curved line shape of main body	39
Fig. 3.3 Detail design of plate block pin jig of support plate	40
Fig. 3.4 Upper mold	40
Fig. 3.5 Low mold	41
Fig. 3.6 Mid position mold	41
Fig. 3.7 Iron	42
Fig. 3.8 Melting	42
Fig. 3.9 Melting complete	43
Fig. 3.10 Temperature check to the out of melting	43
Fig. 3.11 View out of melting	44
Fig. 3.12 Out of melting	44
Fig. 3.13 Explosion	45
Fig. 3.14 Mold	45

Fig. 3.15 Upper mold reverse turn	46
Fig. 3.16 Mold mix	46
Fig. 3.17 Melting pouring	47
Fig. 3.18 Mold disjoint	47
Fig. 3.19 Last modeling analysis	48
Fig. 3.20 Low zone check of plate block pin jig	49
Fig. 3.21 Analysis processes of pin jig in the curved load block	52
Fig. 3.22 Pin jig of high load support system	54
Fig. 3.23 STL modeling shape from the out CAD	54
Fig. 3.24 Element division results of ingate and inlet	55
Fig. 3.25 Inlet for the casting	56
Fig. 4.1 Filling analysis results	63
Fig. 4.2 Speed vector analysis results in the filling processing	67
Fig. 4.3 Measurement point using the solidification temperature analysis	69
Fig. 4.4 Temperature simulation results of the solidification time	74
Fig. 4.5 Strength analysis results in the 100 ton	75
Fig. 4.6 Maximum strength analysis zone in the 100 ton	76
Fig. 4.7 Strength analysis results in the 150 ton	76
Fig. 4.8 Maximum strength analysis zone in the 150 ton	77
Fig. 4.9 The experiment position of casting parts	79
Fig. 4.9 Measurement results to the H _B hardness test	83

LIST OF TABLES

Table 3.1	Mechanical properties of GCD800 alloys	35
Table 3.2	Chemical compositions of GCD800 alloys	35
Table 4.1	Hardness test results (H_B)	83

LIST OF PHOTOGRAPHS

Photo. 3.1	Optical microscope for the micro structure test	36
Photo. 3.2	Brinell hardness test machine	36
Photo. 4.1	Structure photographs in the optimization condition($\times 200$) ...	79
Photo. 4.2	Structure photographs in the optimization condition($\times 200$) ...	80
Photo. 4.3	Structure photographs in the optimization condition($\times 500$) ...	80
Photo. 4.4	Structure photographs in the optimization condition($\times 500$) ...	81
Photo. 4.5	Structure photographs in the optimization condition($\times 1,000$)	81
Photo. 4.6	Structure photographs in the optimization condition($\times 1,000$)	82

NOMENCLATURES

A	:	Surface area of cooling water pipe
A_g	:	Gate area
A_p	:	Plunger area
A_S	:	Injection cylinder section area
A_C	:	Plunger
c	:	Empirically determined constant 0.03409 (s/mm)
C_P	:	Specific heat
fs	:	Solid phase ratio
F	:	Fluid volume ratio(%)
g	:	Acceleration of gravity
h	:	Heat transfer coefficient
k	:	Heat conductivity(cal/°C,cm)
L	:	Solidification latent heat
n	:	Cavity number
p	:	Injection cylinder pressure
P	:	Cylinder pressure to the direct molten metal
P_a	:	Atmosphere pressure
P_b	:	Surface tension force
Pc	:	Cylinder pressure to the direct molten metal of Injection time

p_c	:	Cylinder inner pressure to the direct molten metal of Injection time
P_s	:	Cylinder inner pressure of injection end time
p_s	:	Cylinder pressure of injection end time
P_W	:	Volume flow
q	:	Density of heat flow rate (cal/cm ²)
qs	:	Spot system cooling power
q_l	:	Liner system cooling power of unit area
q_s	:	Spot system cooling power of unit area
Q	:	Liner system cooling power
q_x	:	Quantity of inflow heat in the x-direction
$q_x + dx$:	Quantity of outflow heat from the x-direction
q_y	:	Quantity of inflow heat in the y-direction
$q_y + dy$:	Quantity of outflow heat from the y-direction
q_z	:	Quantity of inflow heat in the z-direction
$q_z + dz$:	Quantity of outflow heat from the z-direction
Q_{gen}	:	Quantity of generate heat to the solidification latent heat
S	:	Fraction solid in percent (%)
t	:	Minimum thickness of parts(mm)
t_{fl}	:	Ideal cavity fill time(s)

T_1	:	Cooling water temperature($^{\circ}\text{C}$)
T_2	:	Die casting temperature($^{\circ}\text{C}$)
T_f	:	Melt flow temperature($^{\circ}\text{C}$)
T_d	:	Die temperature($^{\circ}\text{C}$)
T_g	:	Pouring temperature($^{\circ}\text{C}$)
T_{CW}	:	Characteristic wall thickness of the casting(mm)
V_r	:	Gate velocity(m/s)
W	:	Injection weight
W_1	:	Overflow weight
W_2	:	Runner weight
W_3	:	Biscuit weight
Z	:	Conversion factor units ($^{\circ}\text{C}/\%$)
γ	:	Specific gravity
ρ	:	Density of aluminum alloys
ν	:	Kinematic viscosity
ϕ	:	Filling volume
$\partial T / \partial X$:	Temperature gradient ($^{\circ}\text{C}/\text{cm}$)

ABSTRACT

A Study on the Moulding Analysis of Compressive Load Support in the Ship Construction Curve Block

By Jung-Dae, Kim

Adv. Prof. : Cha, Yong Hoon

Major in Mechanical Engineering

Graduate School of Industry,

Chosun University

As the casting technique developed and production of delicate casting products became available, the call for control of precise defects and for an accurate analysis of the reasons behind the defect occurrence is getting higher. It is important to estimate the position and the reasons for defects through fluid analysis to eliminate casting defects, thermal analysis and stress analysis. However, the analysis of the existing casting process does not consider the filling procedure of the mould but only consider fluidity and thermal movement when the mould is full. In addition, although extensive analysis of the mould inside is carried out relatively, the concurrent analysis with the runner and the sprue for the metallic fluid is not carried out as much. The geometric form of the runner and the sprue has an important effect on the casting procedure and hence this effect cannot be ignored. And, the normal casting process involves casting molten

metal in Ingot or Slav types and after the plastic working process of the thermo-softening and cold rolling process, the final products such as metal sheets are obtained. However, in order to maintain the competitive edge in the steel and iron industry as a highly industrialized developed nations, a new process development is required to dramatically save costs in equipment installation and energy. Also, due to the reduction of skilled welding professionals, aging of the welding professionals, high remuneration of the welding professionals, the consistent quality maintenance of the welded area, there is a continuing demand for shortening time for welding large caliber pipes. The demand for pipe structures such as marine structures, pipes, iron towers and metal outfits are increasing and the productivity and precision to produce these structures are being demanded.

Recently, as the overall world shipbuilding market conditions recovers, the Korean shipbuilding industry has been evaluated as reached the period of maturity. And as we enter the 21st century, despite the increase in domestic demand, the proportion of export ships will continue to be large in the Korean ship production. Hence, the building capacity will continue to expand.

The small and medium shipbuilding enterprises have two concurrent problems of technology gap with the advanced countries and of labor cost increases. In order to solve these problems, it is recognized that the most effective strategy is to develop new technology. In order for the Korean shipbuilding companies to enhance competitiveness, the companies need to improve the standard of the technology and according to the fact finding survey on the industries related to shipbuilding, our firms are behind

those of advanced countries in developing and applying new technology. Hence, due to the shortage of professional resources and to reduce the cost of production, the efforts are being made to reduce welding process and to produce integral structure to increase the efficiency of production cost and processes. In particular, the vertical compressive load support used in the ship block operation has a fault of crack occurrence which is common for the casting products so it is utmost important to develop marine equipments and materials with strong pulling characteristics. And in line with this development, to produce high quality casting products, the analysis of why defects occur must be carried out and hence theoretical interpretation of the physical phenomenon of the casting process must be analyzed. By analyzing the reasons for the defect occurrence, it is expected that defects occurring during casting process can be predicted so that either the mould design is amended or other process factors are controlled in order to produce high quality products. And it is also expected that the ship equipments and materials can be improved in quality and more precise products can be produced.

This paper suggests that the casting process using nodular cast iron and using computer simulation for the design principles for die design and for process interpretation. In the process interpretation, the speed control of fluid in the runner and ingate is important in the cast quality. Hence, the process speed and solidification process must be analyzed on the perspective of the thermal and fluid analysis. And based on the results, the curve block pin jig for vertical compressive load support was produced and the produced parts were verified for quality. In addition, to develop the perpendicular strut curve block pin jig used in ship building and to

improve its process, the flow and the solidification in the casting process must be estimated quantitatively and the cast design productivity and quality must be maximized by optimization.

The results for the research as follows ;

1. As the results of design and modeling analysis of the vertical strut curved block pin jig, the stable pin jig which can withstand over 150 tons was finally designed. After the mould was designed, through the casting process vertical compressive load support made out of ductile cast iron with strong toughness characteristics was developed.

2. Based on the stress analysis on the curve block of the vertical compressive load support, out of 150 tons, the maximum yield point was estimated and the stability was achieved by spreading the stress to the wing sections and concentrating the stress under the pin jig.

3. At 100 tons, the yield strength was estimated as maximum $1.759e7$ N/m², minimum $7.577e4$ N/m² and at 150 tons, the yield strength was estimated as $4.397e7$ N/m², minimum $1.894e5$ N/m² . So few curve block pin jigs were installed at the lower end so it can withstand vertical compression in excessive of 250 tons during operations.

4. As a testing model of the vertical compressive load support for the curve block, the influencing factors for the casting process were investigated and as a result, in the casting speed and solidification

process, they had effects on porosity, molten metal fluidity and solidification.

5. After analyzing the filling analysis, the possibility of defect occurring from causes such as misrun was estimated by computation, the reading results of the fluidity speed vector verified the occurrence of porosity at the lower end of the curve block and the problem was resolved by widening the runner ingate.

6. The most optimized casting requirements were selected the actual product model casting was applied, the optimized fluidity is at the molten metal temperature of $1280^{\circ}\text{C} \sim 1300^{\circ}\text{C}$. And, after filling, the solidification progressed quickly after 40% progress and the temperature at the time was measured at $900^{\circ}\text{C} \sim 1100^{\circ}\text{C}$. Below 900°C , the core of the parts were kept at a constant temperature for a set time so that thermal stability in the structure of the nodular cast iron.

7. Since additional processing costs in ensuring the produced curve block pin jig to be perpendicularly in line is required, the casting process costs were reduced. And another improvement point was made to address the large costs involved with making a hole in the pin jig.

8. As the results of the composition photos about the compressive load support pin jig, it was that the ductile cast iron was obtained as the material, the maximum H_B of 200 was recorded and good test results were achieved. that is, for mechanical characteristics, tearing strength

530.7 N/mm², yield strength 388.9 N/mm², and elongation strength 13% were achieved.

제 1장 서론

1.1 연구배경 및 목적

주조기술이 발달하고 정교한 주조제품의 생산이 가능해짐에 따라 주조시 발생하는 결함에 대한 정밀한 제어와 결함발생 원인의 정확한 분석에 대한 요구가 높아지고 있다. 주조결함을 효과적으로 제어하기 위해서는 정확한 유동해석, 열해석 및 응력해석을 수행하여 결함의 위치와 원인을 예측하는 것이 중요하다. 그러나 기존의 주조과정에 대한 해석은 주형의 충전과정을 고려하지 않고 단지 주형이 가득 찬 상태에서의 유동과 열적거동을 해석하였다. 또한 주형내부에 대한 해석은 비교적 많이 행해지고 있는 반면 탕도와 탕구에 대한 해석을 함께 수행한 연구는 많지 않다. 탕구 및 탕도의 기하학적인 형상이 주조과정에 매우 중요한 영향을 미치므로 이것에 대한 영향을 무시할 수 없다. 또한, 금속재료의 일반적인 제조 공정은 용융 금속을 잉고트 또는 슬라브의 형태로 주조한 후 열연과 냉연의 소성 가공 공정을 거쳐 판재 등의 최종 제품을 얻는 것이다. 그러나 고도로 산업화된 선진국의 철강업계가 경쟁력을 유지하기 위해서는 재래식 공정의 문제점의 하나인 과도한 인건비를 절감하는 것뿐만 아니라 장치 시설비, 에너지 사용료를 혁신적으로 줄일 수 있는 신공정의 개발이 요구되고 있다. 더구나 숙련된 용접인력의 감소, 용접사의 고령화, 용접사의 고임금, 용접부의 균일한 품질유지, 대구경 파이프 용접에 따른 시간단축에 대한 요구가 지속적으로 증가되고 있다. 파이프 구조물은 해양구조물, 배관, 철탑, 의장 등에 수요가 증대되고 있고, 이를 제작하기 위한 생산성과 정밀성이 요구되고 있다.

최근 전반적으로 세계 조선시황이 회복되면서 우리나라 조선 산업도 성숙기에 접어든 것으로 평가되고 있다. 향후 21세기에 들어서면 우리나라의 선박 생산은 내수의 확대에도 불구하고 여전히 수출선의 비중이 높게 유지될 것으로 예상된다. 따라서 건조 능력은 더욱 더 확대될 전망이다.

조선 산업은 여러 직종의 노동자들이 협력하여 일을 하게 되며 작업으로 인한 다양한 유해요인에 복합적으로 폭로되고 있고 작업환경 또한 기계 가공공장과 같이 실내에서 작업하는 것은 물론 건축현장과 유사하게 야외에서도 작업을 하기 때문에 작업장소를 이동하게 되므로 날씨나 기후의 영향을 많이 받는 특성과 함께 기타 다음과 같은 산업보건학적인 특징을 가지고 있다.

특히, 제철, 기계, 전자, 화학 등 여러 산업으로부터 기자재를 가공 혹은 조립하는 종합적이고 규모가 가장 큰 조립 산업이다. 같은 조립 산업이면서도 자동차 작업공정은 표준화가 가능하지만 조선 산업은 워낙 규모가 방대하고 복잡하여 표준화가 어렵기 때문에 보건관리에 많은 한계성이 있다. 대부분의 작업이 밀폐된 혹은 한정된 작업공간에서 작업이 이루어짐은 물론 공간이 협소하기 때문에 다른 작업에 비해 위험성이 더 크다. 이와 반면 상당수의 작업이 개방된 실외에서 이루어지기 때문에 외부의 날씨나 기후의 영향을 많이 받음은 물론 고정된 설비를 통한 작업환경 관리가 어렵다. 선박기계 부품산업은 조선 산업의 국제경쟁력을 좌우하는 중요한 기반산업분야로 이에 대한 기술축적이 절실히 요구되고 있다. 우리나라의 선박기계부품의 핵심 산업기술은 선진국으로부터 기술도입에 의존하고 있었으나 최근 WTO의 출범과 경제 선진국의 보호무역정책에 의한 첨단기술 이전기피로 기술경쟁력이 저하되고 있는 실정이다. 원가 상승과 품질 경쟁 등의 국제적 기술 환경 변화에 대처하기 위한 선박기계부품 기술기반이 미비하여 산업경쟁력이 매우 취약하고, 제조업 중 산업재해 발생률, 특히 중대 재해율이 가장 높다.

조선소의 선박 제조공정은 다양한 공정과 작업요소로 구성되어 있으나 크게 용접과 절단공정, 표면처리 및 보존처리 공정으로 구분할 수 있다. 따라서 조선소에서 가장 중요한 건강장해 요인으로는 용접 및 절단 공정에서 발생하는 용접 흠, 소음, 유해광선, 및 유해가스 등과 표면처리 및 보존처리 과정에서 발생하는 분진, 소음 그리고 도장과정에서 발생하는 유기용제가 대표적인 유해인자다.

대규모의 조선소 근무자들은 대부분이 1일 11시간 근무에 2교대의 근무형태를 가지고 있다. WTO체제로 국경 없는 무한경쟁시대에 살아남기 위해서는 독자적인

기술개발 및 축적이 필요하나 영세한 중소기업 환경에서는 투자자본 및 기술개발 인력 그리고 장비의 절대부족으로 어려움이 매우 많다.

우리나라 선박 수주량은 세계 1위를 유지하고 있지만 선박기계부품기술은 선진 조선국에 비해 대형조선소의 경우 약 80%, 중형조선소의 경우 약 50%, 소형조선소의 경우 약 20% 정도로 상당히 뒤떨어져 있으며, 대형조선소와 중소형 조선소의 기술력은 현저하게 차이가 나며, 중소형 조선소는 경영인의 기술개발에 대한 의식이 부족하며, 재정적으로 영세하여 기술 인력에 대한 재교육 투자가 미비하므로 대형조선소와의 기술 격차는 더욱 커지고 있는 실정이다.

중소 조선업체 및 기계 가공업체는 선진국과의 기술 격차와 국내 인건비상승에 따른 원가부담 압박의 이중고에 시달리고 있으며, 이를 해결하기 위한 가장 효율적인 전략이 기술개발임을 인식하고 있다. 국내 선박제조업체가 경쟁력을 강화시키기 위해서는 기술수준을 크게 향상해야 하며, 조선관련 업체 대상으로 실시한 실태조사에 따르면 우리업체들의 기술수준이 신제품 개발, 신기술 응용 등에서 선진국에 비하여 크게 미치지 못하고 있다.

따라서 최근에 전문 인력의 부족 및 생산단가를 낮추기 위한 방안으로 용접공정을 줄이고 관련부품을 일체형으로 제작하여 생산단가 및 작업의 효율성을 높이려는 노력을 하고 있다. 특히, 선박 블록 작업에 사용되는 압축하중 지지대는 주조품의 단점인 크랙이 발생하는 것이 단점이어서 인성이 부여된 선박용 기자재를 개발하는 것이 급선무이며, 이것이 발맞추어 고품질의 주조제품을 생산하기 위해서는 결함이 발생하는 원인에 대한 분석이 필요하며 이를 위해서는 주조공정에서 발생하는 물리적 현상에 대해 이론적 해석이 필요하다. 결함의 발생 원인에 대한 해석을 통해 주조공정에서 발생하는 결함을 예측하고 주형설계를 변경하거나 기타 공정 변수를 제어하여 고품질의 제품을 생산할 수 있을 것으로 생각되며, 선박기자재 부품의 고품질화 및 정밀한 제품을 생산하는데 그 이용이 기대된다.

본 논문에서는 구상흑연주철을 이용한 주조방안을 제시하고, 금형설계 및 공정해석을 위한 설계원리를 컴퓨터 시뮬레이션을 이용한 방법을 택하였다. 주조해석에서

탕구 및 게이트에서의 유체 속도제어는 주물의 품질을 향상시키기 위해 반드시 필요하며, 이러한 구조 속도 및 응고과정에 대하여 열 및 유동해석의 관점에서 해석하고, 그 결과를 토대로 압축하중 지지대용 곡블록 핀지그를 제작하였으며, 제작된 부품에 대한 신뢰성 검증을 실시하였다.

1.2 연구방법

1. 선박 블록용 곡블록 핀지그에 대한 주조 방안의 최적 조건이 설정되면 시물레이션을 통하여 주조방안에서 일어날 수 있는 결함을 분석 예측하고, 실제 시험 주조를 통하여 신뢰성을 확보하여 결함 제거를 위한 방안을 정립하고자 하였다.

2. 선박 블록용 곡블록 핀지그에 적용되는 주조방안에 대하여 주조 전용 상용 프로그램인 Z-CAST를 이용하여 충전 및 응고해석을 수행하고 이로써 발생하는 제품의 결함 및 결함제어 가능성을 검토하여 개선방안 및 최적방안을 구하고자 하였다.

3. 현재 생산라인에서 사용하고 있는 곡블록 핀지그에 대한 재료의 강도해석을 위해 압축하중을 받는 지지대를 구상후연주철을 이용하여 금형주조하고 제작된 부품을 인장시험용 용접 시험편을 제작하여 실험을 실시하였다.

4. 금형주조 후 제작된 곡블록 핀지그의 시험편을 채취한 다음 조직사진 관찰 및 경도시험을 통하여 압축하중에 따른 성능평가를 실시하여 최적의 주조조건 및 제품에 대한 신뢰성 검증을 실시하였으며, 경도시험과 조직사진 관찰 후, 재질 내부에 존재하는 기공 및 조직의 균일 상태를 조사 하였다.

제 2장 관련 이론

2.1 주조관련 이론

주형을 만드는 데에는 주물이 되는 부분으로 용탕을 주입하는 탕구가 필요하고 경우에 따라서 응고, 수축할 때에 용탕을 보급하는 압탕이 필요한데, 이 탕구, 압탕 등은 주물의 크기, 두께 또는 재질 등에 따라서 변하는 것이므로 결정하기가 매우 어렵다. 또, 건전한 주물을 만들 때는 용탕을 탕구에 주입할 때의 온도, 속도 등 주입 조건에 좌우되는 경우가 많으므로 이들의 결정에는 충분한 주의가 필요하다.

따라서, 주물을 만들기 위해서는 주어진 제작 도면에 따라 그 주물을 어떠한 방법으로 제작할 것인지를 검토하는 것이 매우 중요하며, 이를 주조 방안이라고 한다.

1. 탕구 계

(1) 탕구계의 명칭과 역할

탕구계는 주형 내에 주입하는 용탕의 통로로, 레이들 내의 용탕을 주입하는 주입 컵으로부터 주물로 되는 부분의 입구까지를 말한다. 탕구계는 주입컵, 탕도, 게이트, 탕구 바닥 등이 있다. 주입컵은 레이들로부터 용탕을 받는 곳이며, 탕구는 주입컵에 받은 용탕을 탕도로 보내는 통로이고, 게이트는 탕도의 용탕을 주형공간으로 유입시키는 입구이다.

(가) 주형 각부의 기능

주입컵(pouring cup)은 주입 시에 레이들(ladle)로부터 용융 금속을 받아들이는 곳이다. 용융 금속을 탕구에 직접 주입하려면 실제적으로 주입 속도를 조절하기 어렵고, 모래나 슬래그 등이 섞여 들어갈 염려가 많을 뿐만 아니라 용융 금속이 탕구 밖으로 흘러 안전하게 작업할 수 없게 된다.

(나) 탕구(sprue)와 탕구 바닥(sprue base)

탕구는 주입 컵을 통해 들어 온 용융 금속이 지나가는 첫 번째 통로로서, 단면은 원형이고, 공기의 흡입을 방지하기 위하여 아랫부분보다 윗부분이 조금 넓게 되어 있다. 탕구의 높이와 지름은 용융 금속의 비중과 유동성 및 주물의 모양에 따라 결정된다.

탕구 바닥은 탕구와 탕도가 연결되는 부분으로, 탕구의 밑면을 흐름이 원활하고 금속의 소용돌이를 막고 조용히 용융 금속이 흐르도록 하기 위한 것이다. 탕구 높이에 따라 큰 충격을 받게 되는 경우에는 내화 벽돌 등을 사용한다.

(다) 탕도(runner)와 게이트(gate)

탕도는 용융 금속을 주형 내부의 각 부분으로 유도 및 분배해 주는 수평 통로이며, 게이트는 용융 금속이 주형으로 들어가는 입구이다. 소형의 간단한 주물을 만들 때에는 이들을 구분하지 않고 게이트만을 사용하는 경우도 있다.

탕도와 게이트는 주입되는 용융 금속에서 슬래그나 게재물을 제거하고, 용융 금속이 소용돌이나 공기의 흡입 없이 조용하고 신속하게 주형 내부에 주입될 수 있도록 만들어야 한다. 주물의 모양, 크기 및 용융 금속의 성질을 고려하여 탕도와 게이트의 위치, 개수, 모양 및 크기 등을 알맞게 설계하여야 한다.

보통 사용되는 게이트의 단면 모양은 비가압 탕구계에서는 하형에 탕도를, 상형에 게이트를 설치하여 주형 내에 불순물의 혼입을 방지하고 있으며, 가압 탕구계에서는 탕도는 상형에, 게이트는 하형에 설치하는 것이 일반적이다. 주입시 주형에 처음 유입된 용융 금속은 온도가 낮고 불순물이 많이 함유되어 있어 이러한 불순물을 포집하기 위해 탕도 연장부(runner extension)를 설치한다.

(라) 압탕(riser)

주입된 용융 금속은 주형 속에서 냉각 및 응고될 때, 수축되어 부피의 감소가 일어나게 되므로 주물이 응고, 수축할 때 용융 금속을 공급해 줄 수 있는 압탕의 설치가 필요하다. 압탕의 크기는 이론적인 기준값과 경험값을 고려하여 설계한다. 일반적으로 회주철은 작아도 되

나 주강, 백주철 및 비철 합금 등의 주물에서는 큰 압탕이 필요하다. 압탕은 여러 가지가 있으나, 일반적인 것은 위쪽을 개방한 원주형 압탕으로서, 높이는 압탕 지름의 1~2배 정도가 보통이다.

긴 가스빼기와 플로오프(flow off) 용융 금속을 주입할 때에 발생하는 가스나 주형 속의 공기는 주물사의 통기도만으로는 주형 밖으로 배출되기 어려우며, 이에 의한 압력 때문에 용융 금속의 주입이 방해되거나, 또는 주물 내부에 기포 등이 생겨 불건전한 주물이 되기 쉽다. 따라서 복잡한 주형이나 탕구에서 먼 부분, 또는 가스의 배출이 잘 안 되는 곳에는 알맞은 크기의 가스 배출 구멍을 만들어 주어야 하는데, 이것을 가스빼기라 한다.

플로오프는 가스빼기보다 구멍이 큰 것으로, 가스빼기의 역할과 동시에 용융 금속 표면에 떠있는 슬래그나 모래알 같은 혼입물을 주물 밖으로 배출시키거나 처음 주입되어 온도가 낮아진 용융 금속을 흘러나오도록 하기 위해 설치하는 것으로, 주형에서 가장 높은 곳에 설치하는 것이 일반적이다.

(2) 탕구계의 종류

(가) 탕구계의 구조

탕구, 탕도 및 게이트 등을 포함한다. 탕구계의 설계가 잘못되면 주물에 불순물, 가스 등이 혼입되고, 수축공이 생기며, 용탕 경계 및 금속의 산화 등의 결함이 생긴다.

(ㄱ)주형 공간부에 용융 금속을 채울 수 있어야 한다.

(ㄴ)주형의 침식이나 가스의 혼입을 방지하기 위하여 가능한 한 조용하고 빨리, 그리고 난류의 발생이 심하지 않도록 용융 금속이 주형 내부로 흘러 들어가야 한다.

(ㄷ)주입된 용융 금속이 응고할 때 방향성 응고가 되도록 설치하여야 한다.

(ㄹ)용융 금속이 탕구를 흐르는 동안 슬래그나 혼합물을 제거 할 수 있어야 한다.

(ㄹ)용융 금속이 주형 내부로 흘러들어가는 속도를 조절할 수 있어야 한다.

(ㅂ)주물 회수율이 최대가 되도록 설계하며, 가공비를 줄일 수 있어야 한다.

탕구계는 게이트가 설치되는 위치와 모양에 따라 상부 게이트, 하부 게이트, 단 게이트로 분류한다.

(ㄱ) 상부 게이트 : 탕도와 게이트가 주물의 상부에 설치되어 있다. 주입시 용탕의 소용돌이가 생기기 쉬우나 조형 작업이 간편하고 경제적이므로 많이 사용되고 있다.

(ㄴ) 하부 게이트 : 게이트를 주물의 밑면에 설치한 것으로, 주형내에서의 소용돌이와 침식을 최소화할 수 있다. 그러나 먼저 주입된 용융 금속이 압탕 쪽으로 공급되어 먼저 응고하므로 압탕의 역할을 제대로 발휘하지 못하는 경우가 있다.

(ㄷ) 단 게이트 : 여러 층의 게이트를 사용한 것으로, 상부, 하부게이트의 단점을 보완한 것이다.

단 게이트에서는 아래쪽에서 주입된 용융 금속 위에 위쪽의 게이트를 통하여 용융 금속이 단계적으로 주입되므로 압탕부의 온도가 가장 높아 압탕의 역할을 충분히 할 수 있게 된다.

(나) 탕구비

탕구비란, 탕구계를 이루는 각 부분의 최소 단면적 비율을 말하며, 탕구의 단면적 : 탕도의 단면적 : 게이트의 총 단면적의 비로 표시한다. 가압 탕구계 와 비가압 탕구계로 나눈다.

(다) 가압 탕구계

탕구비가 1 : 0.75 : 0.5 인 경우이다.

이러한 탕구계는 각 게이트에서 주형 공간으로의 유입 속도가 균일하고, 주물의 회수율이 높으나, 탕도가 게이트보다 위에 있어 슬래그나 산화물 등이 주형 내로 들어갈 가능성이 적다.

그러나 용융금속의 유입 속도가 빠르므로 주형으로 유입 될 때 소용돌이가 생겨 공기의 혼입, 산화물의 생성 및 주형의 침식 등 각종 주물 결함의 우려가 있다. 따라서 가압 탕구계는 산화물 생성에 따른 결함이 적은 주철이나 구리 합금계의 주조에 주로 이용된다.

(라) 비가압 탕구계

탕구비가 1 : 3 : 3 또는 1 : 4 : 4

이 탕구계는 용융 금속의 유입 속도가 느리므로 용융 금속의 산화나 공기의 흡입이 없어 산화성이 큰 알루미늄 합금의 주조에 적당하다.

그러나 비가압 탕구계는 주입 중 탕구계가 완전히 차도록 설계해야 하는데, 그 방법 중의 하나로 게이트를 탕도 위에 설치한다. 또, 각 게이트마다 주입 속도가 균일하도록 각각의 단면적을 조절해야 한다. 게이트의 부피가 크므로 가압 탕구계에 비해서 주물의 회수율이 낮다.

2.2 탕구계의 설계

탕구계의 설계는 당연히 주형 내의 용탕의 흐름, 주입온도와 주입시간 즉 주입속도는 구조방안을 세우는 데 매우 중요한 사항이며, 탕구, 탕도, 주입구의 크기와 모양에 따라 달라진다. 그러므로 주입속도, 즉 주입시간을 미리 결정한 다음 이것을 기준으로 하여 탕구비를 정하는 것이 보통이다. 그리고 주물의 재질, 형상 그 외의 것도 고려하여야 하며, 경제성도 고려하여 탕구계를 설계해야 한다.

(1) 주입온도가 높을 경우

주입할 때 가장 주의해야 할 것이 주입온도와 주입시간이므로 주입온도는 주형에 주입하기 직전의 용탕온도를 말하며, 같은 화학성분을 가진 쇳물이라도 그 주입온도가 쇳물의 유동성에 미치는 영향은 크며, 주물의 양 및 필릿 두께에 따라 주입온도를 조절할 필요가 있다.

(a) 주입온도가 높을 경우

용탕의 가스 흡입구가 심하기 때문에 수축공의 원인이 되고, 수축이 크면 균열이 생기기 쉽다.

(b) 주입온도가 낮을 경우

압탕, 플로오프 등에 의한 충분한 용탕이 보급되지 않은 상태에서 응고되므로 수축이 생기기 쉽고, 유동성도 나쁘므로 주탕불량, 쇳물경계 등이 생기기 쉽다.

주입온도와 주물의 재질은 밀접한 관계를 가지고 있으므로 그 재질에 알맞은 온도로 주입하지 않으면 안 된다.

(2) 주입시간

주입시간을 길게 하여 낮은 온도에서 주입하면 주형을 다 채우지 못한 채 응고하든지 cold shut 등을 야기 시키며, 너무 빠르면 주형의 침식, 거친 주물의 표면,

많은 수축 및 다른 결함 등이 나타날 수 있다.

주입은 고요하고 빠르게 하는 것이 요구되는데, 오직 쇳물이 난류를 일으키지 않도록 탕구 방안을 세우도록 주의하여야 한다. 주철과 같은 금속은 주입 속도에 그리 민감하지 않으나 주강과 같은 금속은 다른 주물용 합금에 비해 응고구간이 높은 온도에 위치하고 있으므로 미리 응고하는 것을 막기 위해 빠르게 주입하여야 한다. 그러나 주강과 같은 주입온도가 높은 것은 너무 속도가 빠르면 주형을 파손시킬 염려가 있고 두꺼운 살 부분에 수축이 많이 생기므로 일반적으로는 모양이 복잡하고 얇은 두께인 주물의 경우는 압탕을 크게 하여 속도를 빠르게 하고, 모양이 간단하고 두꺼운 주물의 경우는 주입시간이 길게 한다. 주입시간의 계산식은 Dietert가 중량과 두께의 관계의 식을 보면

$$T = S\sqrt{W} \quad (2.1)$$

여기서 T : 주입시간

W: 주물의 무게 [Kg]

S: 주물의 살 두께에 따른 상수

주철의 경우 주물의 살두께에 따른 상수(S)가 주철주물 살두께가 2.8~3.6 mm 경우 1.63이고, 살두께 4.0~8.0일 경우 상수가 1.86이며, 살두께 8.3~15.8 mm 일 때는 2.23을 사용한다.

(3) 주입구의 총단면적

주입 경로에서 최소의 면적이 도는 부분이 주형공간에 들어가는 유속을 조절하며 주입시간을 결정시킨다. 대개 이러한 초크부는 탕구의 하부 또는 주입구를 칭하며, 초크부가 탕구의 밑에 있는 경우 Bernoulli의 정리에 의해 적절한 단면적을 계산할 수 있는데 그 식은 다음과 같다.

$$A = \frac{W}{\alpha T \rho \sqrt{2gH}} \quad (2.2)$$

A : 주입구의 총 단면적 또는 초크단면적(cm^2)

W : 주물중량(Kg)

T : 주입시간(sec)

ρ : 용탕의 밀도(kg/cm^3)

H : 용탕의 유효높이(cm)

α : 유량계수 또는 노즐계수(0.8-0.5)

g : 중력가속도($980/sec^2$)

(4) 유효탕구높이

탕구의 높이는 주물에 미치는 용탕의 정압과 관계가 있으며, 실제 상주입, 하주입 등의 주입방법에 따라 그 유효높이를 다르게 설정한다. 유효 높이 식은 다음과 같다.

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} \quad (2.3)$$

상주입법(top gate) :

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} = \frac{2hc - 0}{2c} = h \quad (2.4)$$

하주입법(down gate)

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} = \frac{2hc - c^2}{2c} = \frac{h + hc - 0}{2} = \frac{h + h_1}{2} \quad (2.5)$$

2.3 기본 미분 방정식

열은 고온부에서 저온부로 흐르므로 열전도에 의한 열 이동은 Fourier 법칙에 따르게 된다.

1 차원의 경우,

$$\dot{q} = -K \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2-6)$$

이 된다. 여기서 \dot{q} 는 열유속(cal/cm), T 는 온도(°C), x 는 좌표(cm), $\partial T/\partial x$ 는 온도 구배(°C/cm)이고, 비례상수 K 는 열전도도(cal/°Ccm)이다.

Fourier 법칙에 의해 (2-7)의 열에너지 보존법칙을 수식으로 나타낼 수 있다. 시간 t 에서 $(t+\Delta t)$ 사이의 임의 영역에 축적된 열량

$$Q = Q_{in} - Q_{out} \quad (2-7)$$

(where : Q_{in} : t 시간에 유입된 열량 , Q_{out} : t 시간에 유출된 열량)

이다. 이제 x 방향에만 온도분포가 있는 임의 미소영역 (체적 V)에 대한 열에너지 보존법칙을 생각하여 보자. 미소영역에서는 밀도 $\rho(\text{g/cm}^3)$, 비열 $Cp(\text{cal/g}^\circ\text{C})$, 온도 $T(^\circ\text{C})$ 가 일정하다고 가정하면, 축적된 열량 Q 는

$$\begin{aligned} Q &= (\text{시간 } t+\Delta t \text{에서의 열량}) - (\text{시간 } t \text{에서의 열량}) \\ &= \rho Cp VT^{t+\Delta t} - \rho Cp VT^t \end{aligned} \quad (2-8)$$

또, 물체사이의 거리를 x , 각각의 면적에서의 열유속이 직선적으로 변한다면 다

음 관계가 성립한다.

$$Q_{in} - Q_{out} = 1 \cdot \dot{q}_a + \Delta t - 1 \cdot \dot{q}_b \Delta t = -\Delta x \frac{\Delta \dot{q}}{\Delta x} \Delta t \quad (2-9)$$

이며, 식(2-7)에 식(2-8), (2-9)을 대입하면

$$\rho C_p V \frac{T^{t+\Delta t} - T^t}{\Delta t} = -\left(\frac{\Delta \dot{q}}{\Delta x}\right) \Delta x \quad (2-10)$$

이 된다. 여기서 $V = 1 \cdot \Delta x$ 로서 무한소요소($\Delta x \rightarrow 0$), 무한소시간 증분($\Delta t \rightarrow 0$)을 고려하면 식(2-10)은

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{q}}{\partial x} \quad (2-11)$$

이 식에 식(2-11)을 대입하면 다음 열전도 기초 미분방정식이 얻어진다.

여기서, 만약 열전도도 K 가 위치와 온도에 의해 변한다면 ($\partial K / \partial x \neq 0$)

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad a = \frac{K}{\rho C_p} \quad (2-12)$$

이다. a 는 열확산율 또는 온도전도율이라 부른다.

요소내의 응고구간 즉 고액공존역이 존재하면 발열항으로 반응열, 응고잠열의 방출을 고려한 항이 추가되어 2차원 식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (2-13)$$

여기서 L 은 응고잠열(cal/g)을, f_s 는 고상율을 각각 나타낸다. (2-13)식은 상변화를 수반하는 열전도의 기본미분방정식이라 한다.

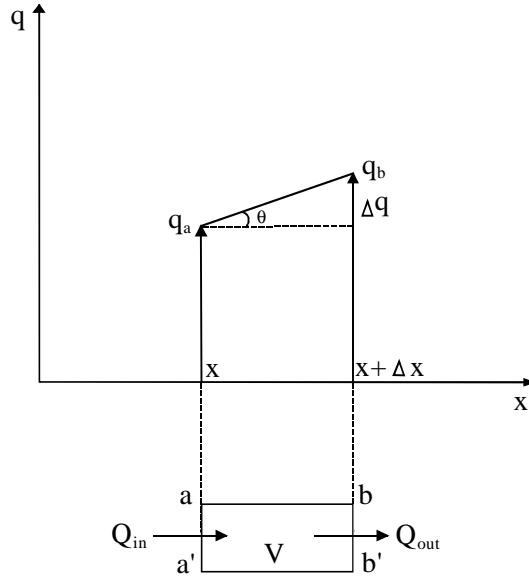


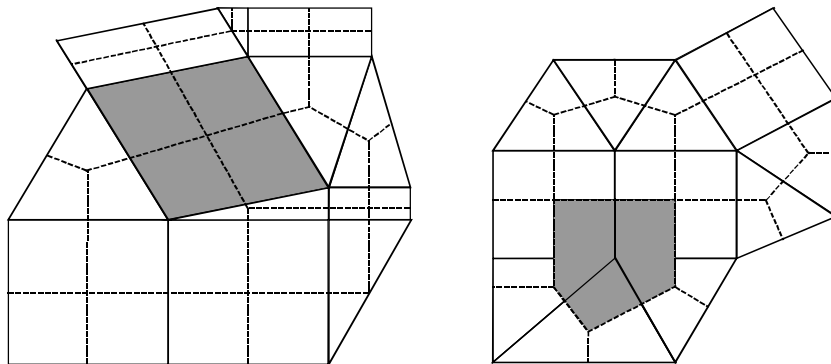
Fig. 2.1 Dimension heat flow model

컴퓨터에 의한 열전도 기초미분방정식을 주어진 초기조건과 경계조건하에서 직접 해석하는 것은 불가능하다. 왜냐하면 미분방정식은 연속식인데 비하여 컴퓨터는 이산화된 값만 취급할 수 있기 때문이다. 따라서 시간에 대해서는 미소시간 Δt (time step)마다, 장소에 대해서는 어떤 절점에 대해서 계산하고 임의의 시간과 장소에 대해서는 내삽(interpolation) 또는 외삽(extrapolation)에 의해서 구할 수 있다. 그러므로 기초미분방정식이나 경계조건식은 적당한 간격의 시간, 장소에 관한 값을 나타내는 식 즉, 이산화식 또는 차분식으로 변환할 필요가 있다.

앞에서 설명한 열전도 미분방정식을 Taylor전개에 의해 차분방정식으로 변환하여 해를 구하는 방법은 실제 복잡한 형상의 물체에서는 어려운 점이 많다. 복잡형상에 대한 실용적 해석으로서 유한요소법과 경계요소법이 있다. 후자의 방법은

물성치 일정의 정상문제에는 적합하나, 열처리 등의 비정상문제에는 반드시 좋지 않다. 유한요소법은 범용성은 있으나, 열이동 문제에 대해서는 직접차분법보다 이해하기 곤란하고, 프로그램 크기(program size)도 커서 하드웨어(hardware)적인 어려움이 많아 실용적이지 못하다.

종래의 수치해석법의 모두가 미분방정식을 기초로 하고 있는 것에 대하여 본 프로그램에서 사용한 직접차분법에서는 풀어야 할 계(system)를 미소요소로 분할하고, 각 요소에 대하여 물리현상을 미분방정식을 경유하여 직접 컴퓨터 계산을 위한 차분방정식으로 표현하여 수치해를 구한다. 이 경우 절점과 절점 영역의 개념이 중요하다. 왜냐하면 온도와 고상을 등을 절점에 있어서의 값으로 이산화하고, 절점 영역에 있어서 보존 법칙을 수식으로 표현하기 때문이다. 절점과 절점 영역의 정의 방법에는 내절점법과 외절점법이 있다. 내절점법은 Fig. 2.2 (a)와 같이 분할요소의 외심을 절점으로 하여 요소자체를 절점영역으로 한다. 그러나 외절점법은 Fig. 2.2 (b)와 같이 요소 꼭지점에 절점을 정의하고 절점 영역은 요소의 각 변을 2등분 선으로 구성된 새로운 영역으로 한다. 외절점법은 유한요소법에 가깝고 응력해석과 유동해석에 편리하며, 내절점법은 계산시간이 짧고 컴퓨터 기억용량을 작게 차지하는 장점이 있다.



(a) inner node method

(b) out of node method

Fig. 2.2 Using element shape in the FDM

Fig. 2.3은 X-Y-Z축의 임의의 6면체 요소(i,j,k)에 대한 요소 형상 및 좌표축을 나타낸 것이다. 시간 Δt 사이엔 요소(i,j,k)내의 열량 변화량 Q_a 는

$$Q_a = \frac{\rho c}{\Delta t} V_{ijk} (T_{ijk}^{t+\Delta t} - T_{ijk}^t) \quad (2-14)$$

으로 표시된다. 또한 면 $A_{i-1}, A_{i+1}, A_{j-1}, A_{j+1}, A_{k-1}, A_{k+1}$ 을 통해 유입되는 열량 Q_b 는

$$\begin{aligned} Q_b = & B_{i-1} \cdot A_{i-1} (T_{i-1}^t - T_i^t) + B_{i+1} \cdot A_{i+1} (T_{i+1}^t - T_i^t) \\ & + B_{j-1} \cdot A_{j-1} (T_{j-1}^t - T_j^t) + B_{j+1} \cdot A_{j+1} (T_{j+1}^t - T_j^t) \\ & + B_{k-1} \cdot A_{k-1} (T_{k-1}^t - T_k^t) + B_{k+1} \cdot A_{k+1} (T_{k+1}^t - T_k^t) \end{aligned} \quad (2-15)$$

로 된다.

Fourier 에너지 보존법칙으로부터

$$Q_a = Q_b$$

이므로 미지수 T_{ijk} 에 대해 정리하면 최종적으로 (2-16)식과 같이 표시할 수 있다.

$$\begin{aligned}
T_{ijk}^{\prime+\Delta t} = & \left[1 - \frac{\Delta t}{\rho c} \frac{1}{V_{ijk}} (B_{i-1} \cdot A_{i-1} + B_{j+1} \cdot A_{j+1} \right. \\
& + B_{j+1} \cdot A_{j-1} + B_{j+1} \cdot A_{j+1} \\
& \left. + B_{k+1} \cdot A_{k-1} + B_{k+1} \cdot A_{k+1}) \right] T_{ijk}^{\prime} \\
& + \frac{\Delta t}{\rho c} \frac{1}{V_{ijk}} (B_{i-1} \cdot A_{i-1} \cdot T_{i-1}^{\prime} + B_{i+1} \cdot A_{i+1} \cdot T_{i+1}^{\prime} \\
& + B_{j-1} \cdot A_{j-1} \cdot T_{j-1}^{\prime} + B_{j+1} \cdot A_{j+1} \cdot T_{j+1}^{\prime} \\
& + B_{k-1} \cdot A_{k-1} \cdot T_{k-1}^{\prime} + B_{k+1} \cdot A_{k+1} \cdot T_{k+1}^{\prime})
\end{aligned} \tag{2-16}$$

식 (2-16)를 이용하여 실제 열전도 및 응고문제를 해석하기 위해서는 적당한 경계조건의 설정이 필요하다. 예를 들어 면 A_{i-1} 에 대한 경계조건 B_{i-1} 는 다음과 같은 경우로 설명할 수 있다.

물질 1과 물질 2(또는 동일한 물질)가 면 A_{i-1} 에서 열저항없이 접촉하고 있는 경우는

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{\Delta x_1}{K_1} + \frac{\Delta x_2}{K_2}} \tag{2-17}$$

이며 물질 1과 물질 2가 면 A_{i-1} 에서 열저항 $1/h$ 를 갖고 접촉하고 있는 경우는

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{1}{h} + \frac{\Delta x_1}{K_1} + \frac{\Delta x_2}{K_2}} \tag{2-18}$$

이다. 또, 공기 혹은 물과 같은 환경과 열저항($1/h$)을 가지고 있는 경우

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{1}{ha} + \frac{\Delta x_1}{K_1}} \quad (2-19)$$

이다.

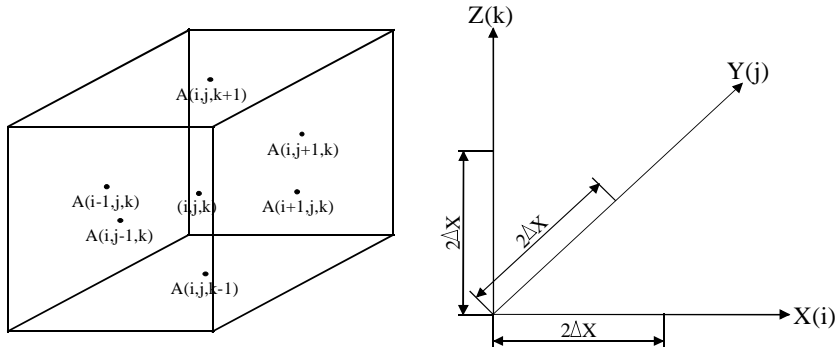


Fig. 2.3 Dimension mesh structure

2.4 유동 해석

주형내 용탕의 흐름을 컴퓨터로 수치해석하기 위해서는 용탕내부의 속도뿐만 아니라, 용탕이 지니고 있는 자유표면 영역의 속도들도 정확히 계산할 수 있어야 한다. 용탕의 유동해석은 비선형 방정식인 Navier-Stokes식에 의해 기술되는데 주형내로 충전되는 과정에서 변화하는 용탕 자유표면의 위치와 형상을 인식하고 그 표면에 대한 속도 및 열전달현상을 해석적으로 풀다는 것은 불가능하다.

자유표면의 위치와 형상을 추적하기 위해서는 두가지 좌표계, 즉 이동좌표계(Lagrangian mesh system)와 고정좌표계(Eulerian mesh system)를 사용하여야 한다. 유체에 대한 이산화된 이동좌표 표현방법은 개념적으로 이해하기 쉬운데 이는 유체를 미소 요소로 분할된 격자 각각의 영역은 모든 시간동안 같은 유체 요소로 판단되어 존재하기 때문이다. 그러므로 이러한 방법으로 각 요소의 동적반응을 직접 계산할 수 있다. 반면 고정좌표계에서는 격자가 고정되어 유체의 요소를 구별하

는 것이 어렵다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위하여 이동좌표계(Lagrangian mesh system)와 고정좌표계(Eulerian mesh system)를 효과적으로 결합시켜 사용해야 한다. 즉, 계산영역을 고정좌표계(Eulerian mesh system)로서 분할하여 유체 이동에 관계없이 mesh 구조를 유지하고, 각 계산셀에서의 유체속도들을 계산하고, 이동좌표계(Lagrangian mesh system)를 사용한 자유표면 추적법을 이용하여 자유표면의 위치 및 형상을 계산하여야 한다.

주조분야의 자유표면을 지닌 2차원 비압축성 유동을 해석하기 위해 이동좌표계(Lagrangian mesh system)와 고정좌표계(Eulerian mesh system)를 효과적으로 결합시킨 MAC, SMAC 및 SOLA-VOF와 같은 수치해석 방법들이 개발되어 사용되고 있으나, 이러한 방법들은 주조시 용탕의 충전문제에 직접 적용하기에는 많은 한계가 있으며 임의 형태의 주형과 다중 주입구를 고려한 문제에 대해서는 많은 수정이 필요하다. 또한 3차원으로 확장할 경우 이론적인 전개 및 방대한 계산 메모리 요구 등의 문제가 있다. 따라서 이러한 수치해석법을 주조문제에 적용하기 위해서는 주조시 용탕 유동의 특성을 고려함과 동시에 다양한 주조방안의 해석이 가능하도록 여러 가지 교정 및 수정을 하여야 한다.

이러한 문제를 해결하기 위하여 높이 함수법(Height Function Method), 선형구획법(Line Segment Method), Marker법(Marker Particles Method), VOF법(Volume of Fluid Flow Method)등이 개발되어 사용되어 왔다. 이러한 방법들 중 높이함수법이나 선형구획법등은 복잡한 자유표면을 해석하는데 있어서 한계를 지니고 있을 뿐만 아니라 주조문제를 고려하는 경우에는 응용하기 어려운 난점이 있다. 또한 Marker법은 자유표면을 수치적으로 직접 정의하는 대신에 전체 유체영역에 Marker입자를 골고루 분산시킨 후 유체속도의 변화에 따라 Marker입자들을 이동시키는 방법으로 Marker입자의 유무에 따라 계산영역을 자유표면영역, 유체영역 및 빈 영역으로 구분할 수 있다. 이러한 Marker법은 자유표면의 형상과 유체의 흐름을 관찰할 수 있으나 Marker 입자들의 위치를 계산하기 위하여 많은 기억용량을 필요로 하며 표면장력을 설정하기 위해서는 자유표면의 곡률 반경을 설정하여

야 하는데 Marker법의 특성상 곡률 반경의 계산은 어려운 실정이다. 더 나아가 복잡한 구조물의 해석을 위해서는 비등간격 요소분할이 요구되나 현재 개발되어 있는 Marker법은 등 간격만이 계산 가능하여 현장에서 사용하는데 많은 제약이 있는 실정이다.

이하의 이론에서는 자유표면을 지닌 3차원 비압축성 유체의 흐름을 해석하기 위하여 SOLA법과 자유표면을 고려할 수 있는 VOF법을 결합시킨 3차원 SOLA-VOF법에 대한 설명을 하기로 하겠다.

2.5 지배방정식

SOLA-VOF에서는 주형내 용탕의 유동을 3차원 비압축성, 비정상상태의 점성을 지닌 흐름으로 가정하고 직교좌표계에서 모든 비선형 항을 포함시킨 Navier-Stokes 방정식과 연속방정식, 열전달방정식을 원시변수(Primitive value)의 형태로 유도하여 사용하였다. 3차원 비압축성 유체의 열 유동해석에 사용된 열 및 유동해석과 연속된 응고해석에 사용된 지배방정식들은 다음과 같다.

연속방정식(Continuity equation) :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (2.20)$$

Navier-stokes 방정식

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial uu}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \nabla^2 u + g_x$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial uv}{\partial x} + \frac{\partial vw}{\partial y} + \frac{\partial vvw}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \nabla^2 v + g_y \quad (2.21)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \frac{\partial uw}{\partial x} + \frac{\partial vw}{\partial y} + \frac{\partial wvw}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \nabla^2 w + g_z$$

에너지 방정식

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (K \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (K \frac{\partial T}{\partial z}) \quad (2.22)$$

Volume of Fluid

$$\frac{\partial F}{\partial t} = \frac{\partial uF}{\partial x} + \frac{\partial vF}{\partial y} + \frac{\partial wF}{\partial z} \quad (2.23)$$

여기서 ν 는 동점성계수(kinematic viscosity), ρ 는 유체의 밀도, g_x, g_y, g_z 는 x,y,z방향의 중력가속도, P는 압력, F는 유체 부피분율을 나타낸다.

2.6 불균일 격자망에서의 차분화

편미분형태의 지배방정식을 유한차분 형태의 이산화 방정식으로 유도하는데 있어서 수치해의 부정확성과 불안정성을 막을 수 있고, 질량보존을 유지할 수 있는 엇갈린 격자망(staggered mesh)을 Fig. 2.4와 같이 사용하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 압력, 온도 및 VOF값은 요소의 중심에서 정의하였으나, 속도들은 각 격자면에 대하여 정의하였다. Navier-Stokes식과 열전달방정식을 차분화하는데 있어서 일반적인 유한차분법을 적용하여, 시간항은 전진 차분하였고 압력항과 확산항은 엇갈린 격자망(staggered mesh)에 대하여 중심 차분하였다. 대류항의 차분은 수치해의 정밀도를 높이기 위하여 ZIP형식의 이산화 방법을 사용하였다. ZIP형식의 이산화 방법은 자유표면같이 속도가 급격히 변화하는 곳에서의 수렴성을 좋게 한다. Fig. 2.4

와 같은 불균일 격자구조에 대하여 X, Y, Z 방향에 대한 Navier-Stokes 식의 이산화는 다음과 같다.

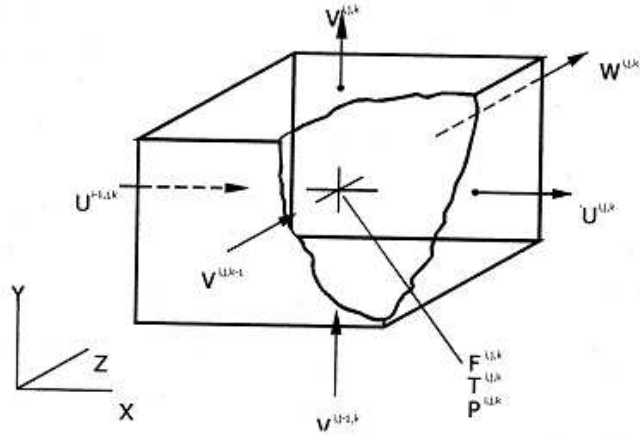


Fig. 2.4 The locations of the variables for velocity (u, v, w), pressure(p)

$$\begin{aligned}
 U'^{n+1}_{i,j,k} &= U'_{i,j,k} + \Delta t \left[-\frac{P'^{n+1}_{i,j,k} - P'^{n+1}_{i+1,j,k}}{\Delta x \rho} + g_x - FUX - FUY - FUZ + VISX \right] \\
 V'^{n+1}_{i,j,k} &= V'_{i,j,k} + \Delta t \left[-\frac{P'^{n+1}_{i,j,k} - P'^{n+1}_{i,j+1,k}}{\Delta y \rho} + g_y - FVX - FVY - FVZ + VISY \right] \\
 W'^{n+1}_{i,j,k} &= W'_{i,j,k} + \Delta t \left[-\frac{P'^{n+1}_{i,j,k} - P'^{n+1}_{i,j,k+1}}{\Delta z \rho} + g_z - FWX - FWY - FWZ + VISZ \right]
 \end{aligned}
 \tag{2.24}$$

여기서 $FUX, FUY, FUZ, FVX, FVY, FVZ, FWX, FWY, FWZ$ 는 각각 u,v,w방향의 대류항을 나타내고, $VISX, VISY, VISZ$ 는 각각 u,v,w방향의 확산항을 나타내며 아래와 같다. 여기서 대류항은 중심차분과 풍상차분의 복합형으로 차분한 다음, 풍상차분계수로 조절하여 사용하였다.

$$FUX = -\frac{u_{i,j,k}}{\delta x_{\alpha u}} [dx_{i+1,j,k} DUL + dx_{i,j,k} DUR + \alpha \text{sign}(u) (dx_{i+1,j,k} DUL - dx_{i,j,k} DUR)]$$

$$FUY = -\frac{v_{i,j,k}}{\delta y_{\alpha v}} [dy_{i,j+\frac{1}{2},k} DUB + dy_{i,j-\frac{1}{2},k} DUT + \alpha \text{sign}(v) (dy_{i,j+\frac{1}{2},k} DUB - dy_{i,j-\frac{1}{2},k} DUT)]$$

$$FUZ = -\frac{w_{i,j,k}}{\delta z_{\alpha w}} [dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} DUQ + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} DUH + \alpha \text{sign}(w) (dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} DUQ - dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} DUH)]$$

$$FVX = -\frac{u_{i,j,k}}{\delta x_{\alpha v}} [dx_{i+\frac{1}{2},j,k} DVL + dx_{i-\frac{1}{2},j,k} DVR + \alpha \text{sign}(u) (dx_{i+\frac{1}{2},j,k} DVL - dx_{i-\frac{1}{2},j,k} DVR)]$$

$$FVY = -\frac{v_{i,j+1,k}}{\delta y_{\alpha v}} [dy_{i,j+1,k} DVB + dy_{i,j,k} DVT + \alpha \text{sign}(v) (dy_{i,j+1,k} DVB - dy_{i,j,k} DVT)]$$

$$FVZ = -\frac{w_{i,j,k}}{\delta z_{\alpha w}} [dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} DVQ + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} DVH + \alpha \text{sign}(w) (dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} DVQ - dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} DVH)]$$

$$FWX = -\frac{u_{i,j,k}}{\delta x_{\alpha w}} [dx_{i+\frac{1}{2},j,k} DWL + dx_{i-\frac{1}{2},j,k} DWR + \alpha \text{sign}(u) (dx_{i+\frac{1}{2},j,k} DWL - dx_{i-\frac{1}{2},j,k} DWR)]$$

$$FWY = -\frac{v_{i,j,k}}{\delta y_{\alpha w}} [dy_{i,j+\frac{1}{2},k} DWB + dy_{i,j-\frac{1}{2},k} DWT + \alpha \text{sign}(w) (dy_{i,j+\frac{1}{2},k} DWB - dy_{i,j-\frac{1}{2},k} DWT)]$$

$$FWZ = -\frac{w_{i,j,k}}{\delta z_{\alpha w}} [dz_{i,j,k+1} DWQ + dz_{i,j,k} DWH + \alpha \text{sign}(w) (dz_{i,j,k+1} DWQ - dz_{i,j,k} DWH)]$$

$$VISX = v [\frac{DUR - DUL}{\delta x_{i+\frac{1}{2},j,k}} + \frac{DUT - DUB}{\delta y_{i,j,k}} + \frac{DUH - DUQ}{\delta z_{i,j,k}}]$$

$$VISY = v [\frac{DVR - DVL}{\delta x_{i,j,k}} + \frac{DVT - DVB}{\delta y_{i,j+\frac{1}{2},k}} + \frac{DVH - DVQ}{\delta z_{i,j,k}}]$$

$$VISZ = v [\frac{DWR - DWL}{\delta x_{i,j,k}} + \frac{DWT - DWB}{\delta y_{i,j,k}} + \frac{DWH - DWQ}{\delta z_{i,j,k+\frac{1}{2}}}]$$

또한 각 변수들은 아래와 같다.

$$DUL = \frac{u_{i,j,k}^- - u_{i-1,j,k}}{dx_{i,j,k}} \quad DUR = \frac{u_{i+1,j,k}^- - u_{i,j,k}}{dx_{i+1,j,k}}$$

$$DUB = \frac{u_{i,j,k}^- - u_{i,j-1}}{dy_{i,j-\frac{1}{2},k}} \quad DUT = \frac{u_{i,j+1,k}^- - u_{i,j,k}}{dy_{i,j+\frac{1}{2},k}}$$

$$DUQ = \frac{u_{i,j,k}^- - u_{i,j,k-1}}{dz_{i,j,k-\frac{1}{2}}} \quad DUH = \frac{u_{i,j,k+1}^- - u_{i,j,k}}{dz_{i,j,k+\frac{1}{2}}}$$

$$DWL = \frac{w_{i,j,k}^- - w_{i-1,j,k}}{dx_{i-\frac{1}{2},j,k}} \quad DWR = \frac{w_{i+1,j,k}^- - w_{i,j,k}}{dx_{i+\frac{1}{2},j,k}}$$

$$DWB = \frac{w_{i,j,k}^- - w_{i,j-1,k}}{dy_{i,j,k}} \quad DWT = \frac{w_{i,j+1,k}^- - w_{i,j,k}}{dy_{i,j+1,k}}$$

$$DWQ = \frac{w_{i,j,k}^- - w_{i,j,k-1}}{dz_{i,j,k-\frac{1}{2}}} \quad DWH = \frac{w_{i,j,k+1}^- - w_{i,j,k}}{dz_{i,j,k+\frac{1}{2}}}$$

$$\delta x_{au} = dx_{i+1,j,k} + dx_{i,j,k} + \alpha_{sgn}(u_{i,j,k}) [dx_{i+1,j,k} + dx_{i,j,k}]$$

$$\delta y_{au} = dy_{i,j+\frac{1}{2},k} + dy_{i,j-\frac{1}{2},k} + \alpha_{sgn}(v_{i,j,k}) [dy_{i,j+\frac{1}{2},k} - dy_{i,j-\frac{1}{2},k}]$$

$$\delta z_{au} = dz_{i+\frac{1}{2},j,k} + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} + \alpha_{sgn}(w_{i,j,k}) [dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta x_{av} = dx_{i+\frac{1}{2},j,k} + dx_{i-\frac{1}{2},j,k} + \alpha_{sgn}(u_{i,j,k}) [dx_{i+\frac{1}{2},j,k} + dx_{i-\frac{1}{2},j,k}]$$

$$\delta y_{av} = dy_{i,j+1,k} + dy_{i,j,k} + \alpha_{sgn}(v_{i,j,k}) [dy_{i,j+1,k} - dy_{i,j,k}]$$

$$\delta z_{av} = dz_{i+\frac{1}{2},j,k} + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}} + \alpha_{sgn}(w_{i,j,k}) [dz_{i,j,k+\frac{1}{2}} + dz_{i,j,k-\frac{1}{2}}]$$

$$\delta x_{aw} = dx_{i+\frac{1}{2},j,k} + dx_{i-\frac{1}{2},j,k} + \alpha_{sgn}(v_{i,j,k}) [dx_{i+\frac{1}{2},j,k} + dx_{i-\frac{1}{2},j,k}]$$

$$\delta y_{aw} = dy_{i,j+\frac{1}{2},k} + dy_{i,j-\frac{1}{2},k} + \alpha_{sgn}(v_{i,j,k}) [dy_{i,j+\frac{1}{2},k} - dy_{i,j-\frac{1}{2},k}]$$

$$\delta z_{aw} = dz_{i,j,k+1} + dz_{i,j,k} + \alpha_{sgn}(w_{i,j,k}) [dz_{i,j,k+1} + dz_{i,j,k}]$$

$$\delta x_{i+\frac{1}{2},j,k} = [dx_{i+1,j,k} + dx_{i,j,k}]/2 \quad \delta x_{i-\frac{1}{2},j,k} = [dx_{i,j,k} + dx_{i-1,j,k}]/2$$

$$\delta y_{i,j+\frac{1}{2},k} = [dy_{i,j+1,k} + dy_{i,j,k}]/2 \quad \delta y_{i,j-\frac{1}{2},k} = [dy_{i,j,k} + dy_{i,j-1,k}]/2$$

$$\delta z_{i,j,k+\frac{1}{2}} = [dz_{i,j,k+1} + dz_{i,j,k}]/2 \quad \delta z_{i,j,k-\frac{1}{2}} = [dz_{i,j,k} + dz_{i,j,k-1}]/2$$

여기서, n은 n번째 time step을 의미하며, n+1은 다음 time step을 의미한다. α 는 상향이완 factor로서 α 가 1일 경우에는 완전 상향이완이고, 0일 경우에는 중심차분이다.

2.7 충만영역의 압력 및 속도장 계산

SOLA-VOF법에서 질량보존법칙($D_{i,j,k}=0$)을 이용한 속도의 반복적인 보정시 SMAC법의 포텐셜함수(potential function, ψ)를 사용하지 않고 직접 압력을 이용하였다. 이때 반복계산에 사용된 상향이완법(over-relaxation method)으로는 point-SOR(point Successive Over-Relaxation method)을 사용하였으며 이는 경계에 인접한 계산셀을 제외하고는 δP 에 관한 Laplace 방정식을 point-SOR법으로 해석하는 SOLA법과 수치적으로 같은 반복해법이다. 반복계산시 압력이 정의되는 위치는 Fig. 2.4와 같으며 3차원 속도방정식은 아래와 같이 유도할 수 있다. 식 (2.21)식으로 계산된 속도는 (2.20)식에 대입하면 일반적으로 $D \neq 0$ 이므로 연속방정식을 만족하지 않는다. 연속방정식을 만족시키려면 유체가 정의되어 있는 각 제어체적에서의 압력과 속도가 수정되어야 한다. 유체로 충만한 제어체적의 경우에는 압력이 연속방정식(2.20)을 만족시키기 위하여 유체를 밀어내거나 들어오게 하여 압력을 변화시키게 된다. Fig. 2.4를 참고하여 충만한 제어체적의 압력과 속도의 변화는 다음식과 같다.

$$dP = - \frac{D}{\frac{\partial D}{\partial P}}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial D}{\partial P} = & \frac{2dt}{\rho} \frac{dx_{i,j,k}}{dx_{i+1,j,k} + dx_{i,j,k}} + \frac{1}{dx_{i,j,k} + dx_{i-1,j,k}} + \\ & \frac{2dt}{\rho} \frac{dy_{i,j,k}}{dy_{i,j+1,k} + dy_{i,j,k}} + \frac{1}{dy_{i,j,k} + dy_{i,j-1,k}} + \\ & \frac{2dt}{\rho} \frac{dz_{i,j,k}}{dz_{i,j,k+1} + dz_{i,j,k}} + \frac{1}{dz_{i,j,k} + dz_{i,j,k-1}} \end{aligned} \quad (2.25)$$

$$P^{n+1} = P^n + \delta P \quad (2.26)$$

$$\begin{aligned} u'_{i,j,k}{}^{n+1} &= u_{i,j,k} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta x_{i+\frac{1}{2},j,k}} & u'_{i-1,j,k}{}^{n+1} &= u_{i-1,j,k} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta x_{i-\frac{1}{2},j,k}} \\ v'_{i,j,k}{}^{n+1} &= v_{i,j,k} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta y_{i,j+\frac{1}{2},k}} & v'_{i,j-1,k}{}^{n+1} &= v_{i,j-1,k} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta y_{i,j-\frac{1}{2},k}} \\ w'_{i,j,k}{}^{n+1} &= w_{i,j,k} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta z_{i,j,k+\frac{1}{2}}} & w'_{i,j,k-1}{}^{n+1} &= w_{i,j,k-1} + \frac{d^{\otimes} dP}{\rho \delta z_{i,j,k-\frac{1}{2}}} \end{aligned} \quad (2.27)$$

이렇게 수정된 속도는 다시 연속방정식에 대입되어 식(3.11)와 같이 D를 계산한 후, D의 값이 어떤 임계치 ε 이하가 될 때까지 상향이완(over-relaxation)법으로 계산된다.

$$D'_{i,j,k}{}^{n+1} = \frac{u'_{i,j,k}{}^{n+1} - u'_{i-1,j,k}{}^{n+1}}{dx_{i,j,k}} + \frac{v'_{i,j,k}{}^{n+1} - v'_{i,j-1,k}{}^{n+1}}{dy_{i,j,k}} + \frac{w'_{i,j,k}{}^{n+1} - w'_{i,j,k-1}{}^{n+1}}{dz_{i,j,k}} \quad (2.28)$$

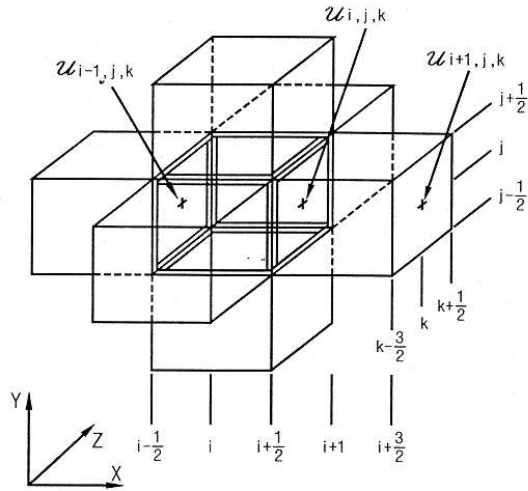


Fig. 2.5 Three dimensional staggered mesh structure

2.8 자유표면영역에서의 압력장 계산

자유표면 제어체적의 경우에는 이웃 층만 제어체적의 압력과 내삽하여 자유표면 제어체적의 압력을 계산하게 된다. Fig. 2.6에서

$$P_{i,j,k} = n P_{void} + (1-n) P_{i,j-1,k} \quad (2.29)$$

이고, $P_{i,j,k}$ 는 표면 제어체적의 압력, $P_{i,j-1,k}$ 은 이웃한 제어체적, P_{void} 는 미리 정의되어 있는 표면의 압력이다. n 는 내삽계수로서 이웃 제어체적과 표면 제어체적의 중심간의 거리대 자유표면과 이웃 층만 제어체적의 중심거리간의 비이다.

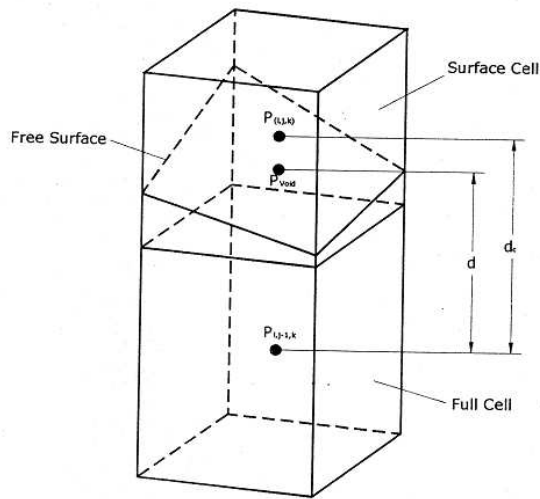


Fig. 2.6 Determination of pressure on the free surface

2.9 Volume of Fluid

시간의 변화에 따라 자유표면을 계산하기 위하여 SOLA-VOF법에서는 VOF(Volume of Fluid)법을 사용한다. VOF법에서는 각각의 제어체적에서 유체영역을 정의하기 위하여 하나의 독립적인 값이 쓰이게 된다. 유체가 차여있는 부분을 정의하기 위하여 제어 체적안에 여러 점을 잡는 SMAC법과 같은 방법은 불필요하다. Fig. 2.7과 같이 제어체적안의 평균 F값은 유체에 의해 차지하여진 분율을 나타내게 된다. 이때 유체가 완전히 채워진 부분은 F값을 1로 하고, 유체가 존재하지 않는 제어체적은 0으로 하며, 그 이외의 경우에는 자유표면으로 0과 1 사이의 값을 갖게 될 것이다. 따라서 VOF 법은 marker법과 마찬가지로 자유표면의 형상추적이 가능하게 된다. 이때 F함수는 계단함수이므로 표면의 기울기나 곡률반경등의 계산을 간단한 알고리즘으로 수식화할 수 있다.

F함수의 시간에 따른 이동량은 다음의 식으로 표시될 수 있다.

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial uF}{\partial x} + \frac{\partial vF}{\partial y} + \frac{\partial wF}{\partial z} = 0 \quad (2.30)$$

식 (2.30)을 일반적인 차분화 방법으로 차분화하면 자유표면값은 불연속적인 곳에서의 F함수 값을 정확하게 계산하기 힘들게 된다. 그러므로 VOF법에서는 시간에 따른 F함수의 이동을 위해 Donor-Acceptor method를 도입하여 제어체적안의 격자망 표면을 가로지르는 F의 변화를 계산하였다.

F=0.0	F=0.0	F=0.0	F=0.0	F=0.0
F=0.0	F=0.0	F=0.0	F=0.0	F=0.0
F = 1	F = 1	F = 1	F = 1	F = 1
F = 1	F = 1	F = 1	F = 1	F = 1

Fig. 2.7 Determination of pressure on the free surface

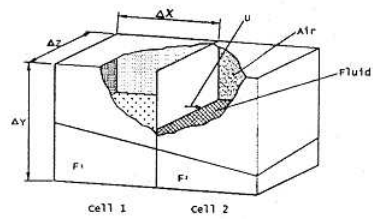
Donor-Acceptor method의 기본식은 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta F = \min[F_{AD} \cdot |V_x| + CF, F_D \cdot \Delta x_D]$$

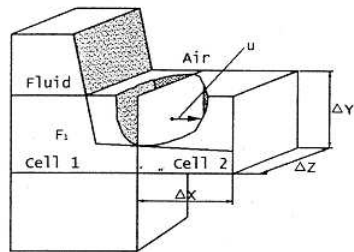
$$CF = \max[(1.0 - F_{AD}) \cdot |F| - (1.0 - F_D) \cdot \Delta x_D, 0.0] \quad (2.31)$$

여기서 D는 유체를 주는 제어체적인 Donor cell을, A는 유체를 받는 제어체적을 나타낸다. 또한 AD는 유체의 방향에 따라 결정되는 것으로 Fig. 2.7과 같이 속도의 방향과 유체흐름의 방향이 수평일 경우 AD는 D로 대체되며, 수직일 경우는 AD는

A로 대체된다. 식(2.31)에 의하여 F의 이동량이 결정되면 Donor cell에서는 이동량만큼 감소시키고, Acceptor cell에서 이동량 만큼 증가시킴으로서 시간 전진 후의 F값이 계산되게 된다.



(a) $AD=D$



(b) $AD=A$

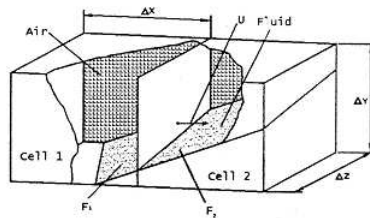


Fig. 2.8 Fluid volume flux calculation

제 3장 실험

3.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용한 GCD800 구상흑연주철은 주방상태에서 구상흑연을 정출하는 주철이며, 보통은 과공정조성의 주철용탕에 Mg, Ce, Ca 등의 순금속, 합금 또는 이들의 화합물을 첨가하여 Mg의 잔류량을 약 0.04% 이상, Ca, Ce 은 약 0.02% 이상 함유하도록 하여 주방에서 흑연을 구상화시킨 것이므로 보통주철에서는 흑연이 편상으로 정출하므로 연신도 작고 취약하여 충격에 약한 결점이 있지만 어느 정도 이러한 결점을 제거한 구상 흑연주철이다.

GCD800 구상흑연주철 공정은 용해 → 탈황 → 구상화처리 → 집종 → 주입 → 후처리 → 열처리로 공정은 끝난다. 보통 S함유량이 0.02% 이하, 그 외에 흑연구상화를 저해하는 원소 Ti, Sb, As, Sn, Pb, Zn 등의 함유량의 총합이 0.1% 이하인 과공정조성의 주철을 고온용해하고 후에 구상화처리를 하였다. 주물두께 12.5mm이하에서는 Sc<1.1, 12.5~17.5mm에서는 Sc<1.0으로 Sc의 상한값을 부여하고 있다. 또 탄소량이 약간 적어도 흑연의 구상화가 다소 어려워지므로 하한 값으로서 3.3%로 고려된다. 따라서 탄소량을 3.4~4.1% 정도에서 행하였다.

용해는 용선로, 저주파유도로, 아크 전기로 등이 사용되며 구상흑연 주철용 선철, 회주철, 강스크랩 등의 지금을 사용하며, S량까지 탈황을 한다. 그 후에 래들에서 흑연구상화제를 첨가하여 흑연구상화처리를 한다. 흑연구상화처리는 처리중량, 흑연구상화제의 종류 등에 따라 처리방법이 다르며 표면첨가법, 플린저첨가법, 압력첨가법, 샌드위치법, 인몰드법, 전로법 등이 있다. 구상화처리 후에는 적당한 성분의 Fe-Si 등으로 집종한다. 또 반드시 적당한 성분의 Fe-Si 등에 의해 집종한다.

또한, 구상흑연주철은 주조성이 좋지 않아 압탕의 설계에 완벽을 기하지 않으면 수축공동이 발생하는 수가 있고 용해방법이나 주형, 래들 등의 조건에 따라 기포가 생기기 쉬운 것이 결점이다. 또한, 질량효과가 크기 때문에 얇은 부분의 철이 생기

기 쉽고 그것이 완전히 백선화면으로 되는 경우가 많으므로 열처리를 하여야 하는 경우가 많다.

구상흑연주철의 현미경조직은 일반적으로 흑연을 구상으로 간주하고 그 기지조직에 따라서 구분되며, 흑연의 주위에 소량의 페라이트가 석출한 불스 아이조직에서 전체가 페라이트조직으로 되어 있는 페라이트형과 기지가 전 펄라이트로 되어 있는 펄라이트 형 그리고 기지가 시멘타이트형으로 되어 있는 백선형으로 나누는 것이 보통이다.

기계적 성질은 편상 흑연 주철에서 흑연의 양과 분포로 결정되므로 이것에 직접 영향을 주는 Sc의 값으로 재질을 판정하는 것이 가능하지만 구상흑연주철에서는 그렇지 않다. 우선 흑연량이 증가하면 강도는 당연히 떨어지지만, 흑연의 크기에 의한 응력집중의 비율은 구상에서는 변화하지 않으므로 그 영향은 강도를 지배할 정도로 크지는 않다.

Si는 페라이트 중에 고용하여 강도, 경도를 증가시키나 연신율을 감소 시켜 재질을 취약하게 하므로 2.8% 이하가 사용된다.

Mn은 기지가 페라이트의 경우 보통 0.4~0.7% 함유한다. P는 점성을 현저하게 약화시키므로 0.05%이하, S는 구상화를 저해하므로 0.02% 이하로 한정한다.

구상흑연 주철의 인장강도는 $40\sim 60\text{kg/mm}^2$ 정도로 이 값은 기지조직에 관계된다. 연신율은 페라이트기지의 경우 25%이고 펄라이트 기지의 경우 5~6%정도다. 경도는 페라이트 기지인 경우 H_B 160~210, 펄라이트 기지에서는 H_B 200~270 정도이다.

선박용 압축하중 지지대에 사용하는 곡블록용 핀지그는 GCD800의 구상흑연 주철 합금으로 기계적 성질 및 화학적 성분을 Table 3.1과 Table 3.2에 나타내었다.

Table 3.1 Mechanical properties of GCD800 alloys

Yield Strength (N/mm ²)	Tensile Strength (N/mm ²)	Elongation (%)	Hardness Test (H _B)
Min 320	Min 500	Min 7	150~230
388.9	530.7	13.0	194

Table 3.2 Chemical compositions of GCD800 alloys

(wt. %)

C	Si	Mn	P	S	Mg	Cr	Cu	Mo
3.65	2.67	0.32	0.031	0.001	0.040	-	0.308	-

주조방안에 의해서 제작된 시험편의 조직사진을 관찰하고, 주조 조건의 신뢰성을 검증하기 위하여 금속광학 현미경을 사용 하였다. Photo. 3.1은 금속광학 현미경 (OLYMPUS)으로 최대배율을 ×1,000까지 측정할 수 있다. 조직 관찰을 위하여 사용한 에칭 액은 질산 100, 염산 50, 불소 1.5로 하여 실험하였다. 또한 표면의 경도를 측정하기 위하여 Photo. 3.2 와 같이 브리넬 경도계를 사용하였다.



Photo. 3.1 Optical microscope for the micro structure test



Photo. 3.2 Brinell hardness test machine

3.2 곡블록 편지그 설계

Fig. 3.1은 금형 설계도면이며, 그림에서와 같이 각각의 핀 홀의 두께를 리브를 주어 보강하여 압축강도에 대한 강도를 높이고자 하였으며, 하부에서도 마찬가지로 리브를 주어 리브살 두께를 두껍게 하였다. 또한 10mm 정도의 하부에 홈을 주어 집중하중이 지지대 축에 집중하도록 하여 전체적으로 안전감을 주었다. Fig. 3.2는 곡블록의 곡선의 치수이며, Fig. 3.3은 편지그 하단부의 상세도이다.

Fig. 3.4~Fig. 3.6은 제작된 곡블록 편지그 금형으로 상형금형, 하형 금형 및 중좌금형으로 형성하였으며, Fig. 3.7~Fig. 3.18은 각종 철을 용해하여 구상흑연 주철로 만들어 곡블록 편지그를 제작하기 위한 일련의 과정이다.

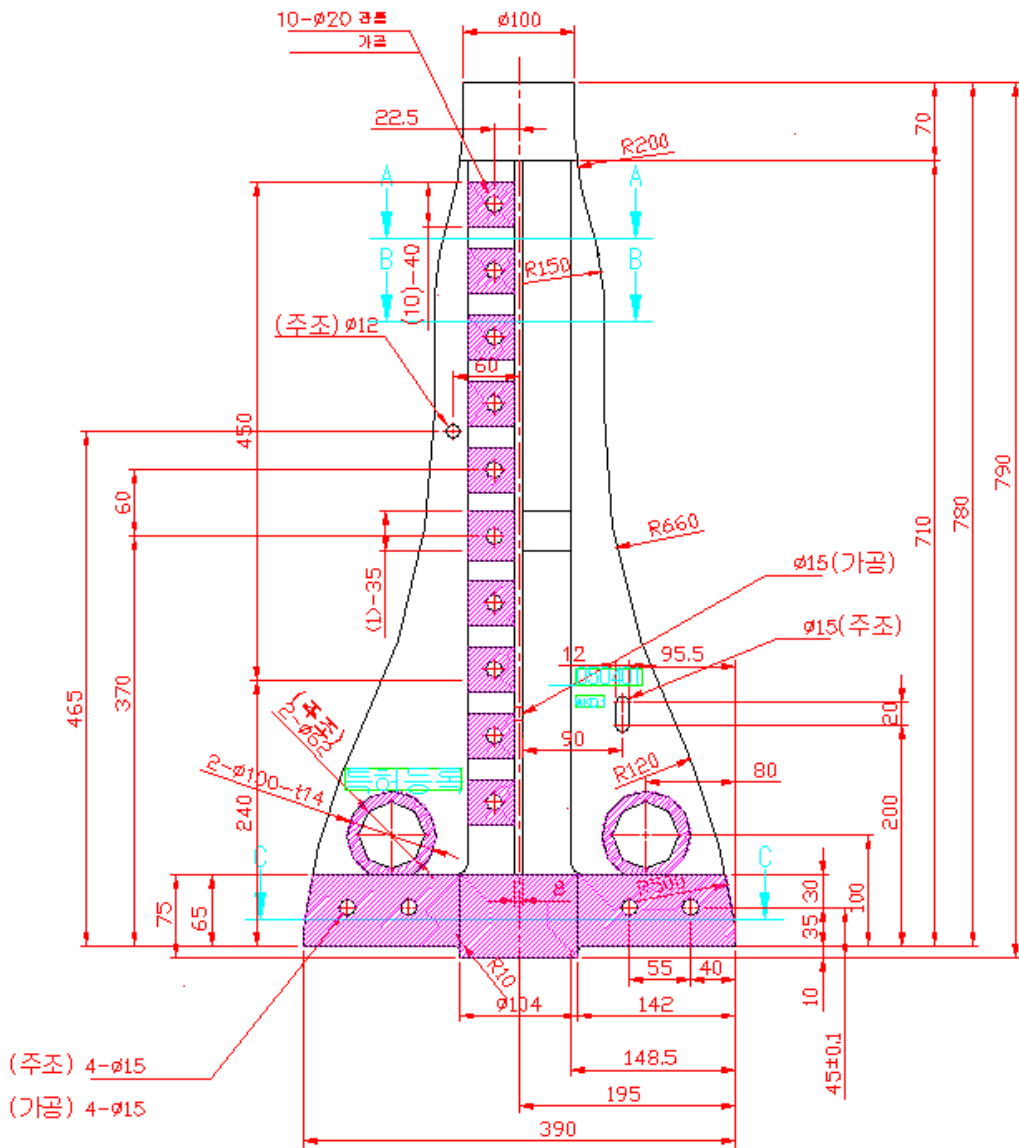


Fig. 3.1 Design for the mold

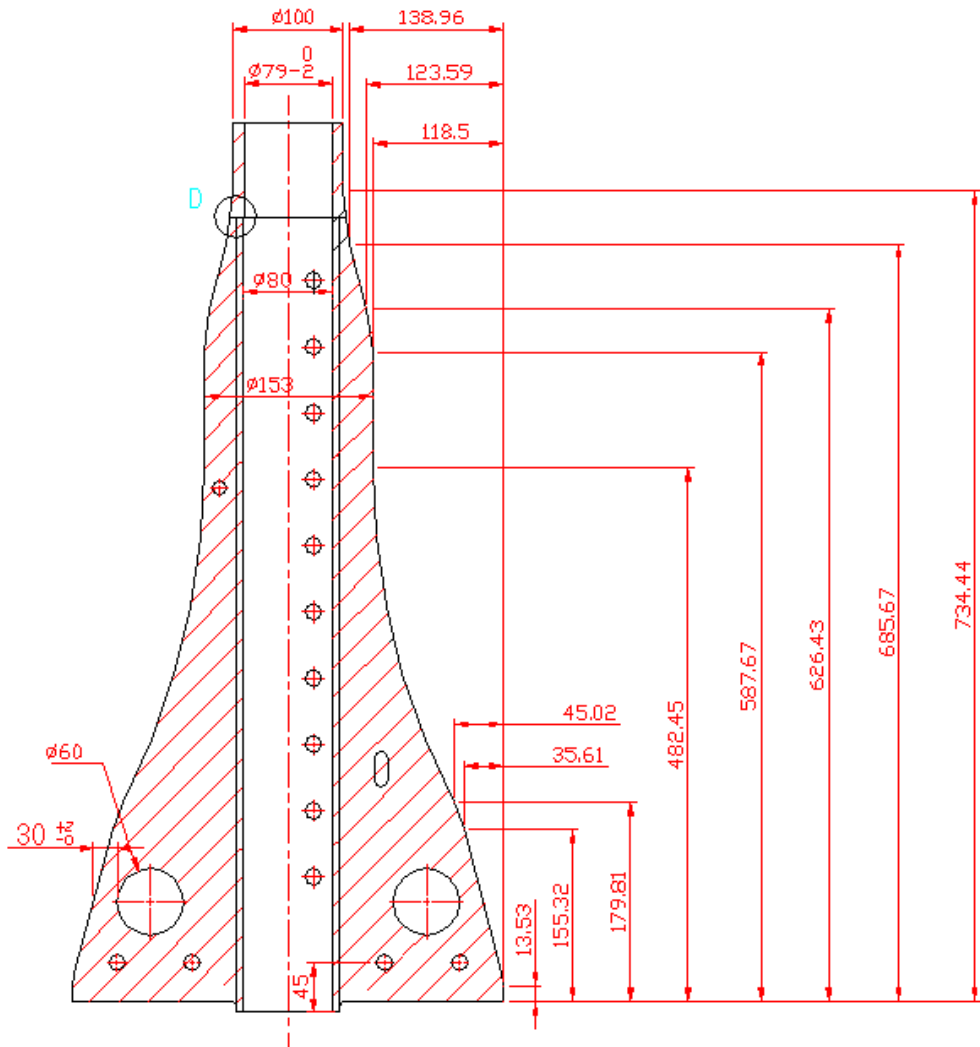


Fig. 3.2 Curved line shape of main body

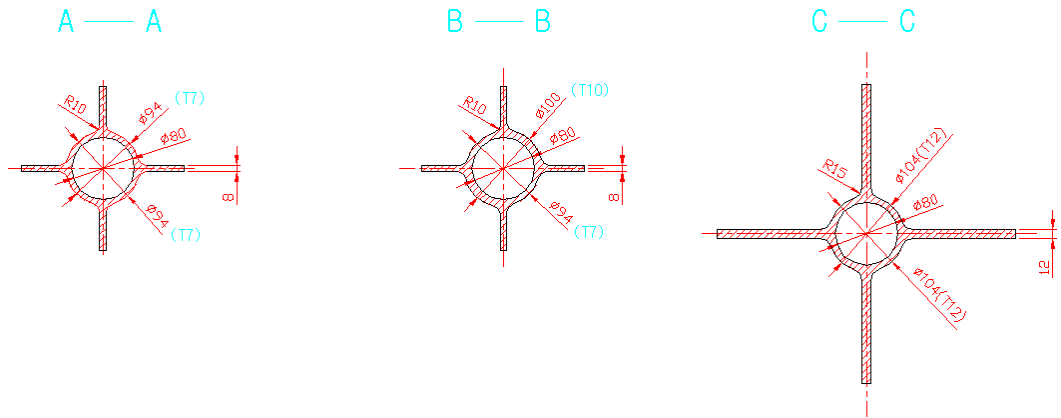


Fig. 3.3 Detail design of plate block pin jig of support plate



Fig. 3.4 Upper mold



Fig. 3.5 low mold



Fig. 3.6 Mid position mold



Fig. 3.7 Iron



Fig. 3.8 Melting



Fig. 3.9 Melting complete



Fig. 3.10 Temperature check to the out of melting



Fig. 3.11 View out of melting



Fig. 3.12 Out of melting



Fig. 3.13 Explosion



Fig. 3.14 Mold



Fig. 3.15 Upper mold reverse turn



Fig. 3.16 Mold mix



Fig. 3.17 Melting pouring



Fig. 3.18 Mold disjoint

3.3 핀지그 모델링 및 압축하중 분석

Fig. 3.19와 Fig. 3.20은 메인바디의 설계 상태 및 간섭부분을 체크하기 위하여 모델링한 상태를 보여주는 그림이다. 그림에서와 같이 개발된 곡블록용 핀지그는 기존제품 보다도 우수한 결과를 얻을 수 있었다. 또한 개발된 곡블록 핀지그를 여러 개 설치할 경우 편심하중에 대한 보완을 하였으므로 더욱 안전감 얻을 수 있으리라 판단되며, 앞으로 주조상태의 핀지그 가공공정을 줄이기 위하여 더욱 연구해야 할 것으로 사료된다.

위에서와 같이 검증된 데이터를 바탕으로 제작된 곡블록 핀지그는 하부의 체결 방식을 별도로 개발된 곡블록용 곡판플레이트를 장착하고 특강볼트로 체결하는 방식을 선택하여, 메인 바디를 영구히 사용하도록 하였다.

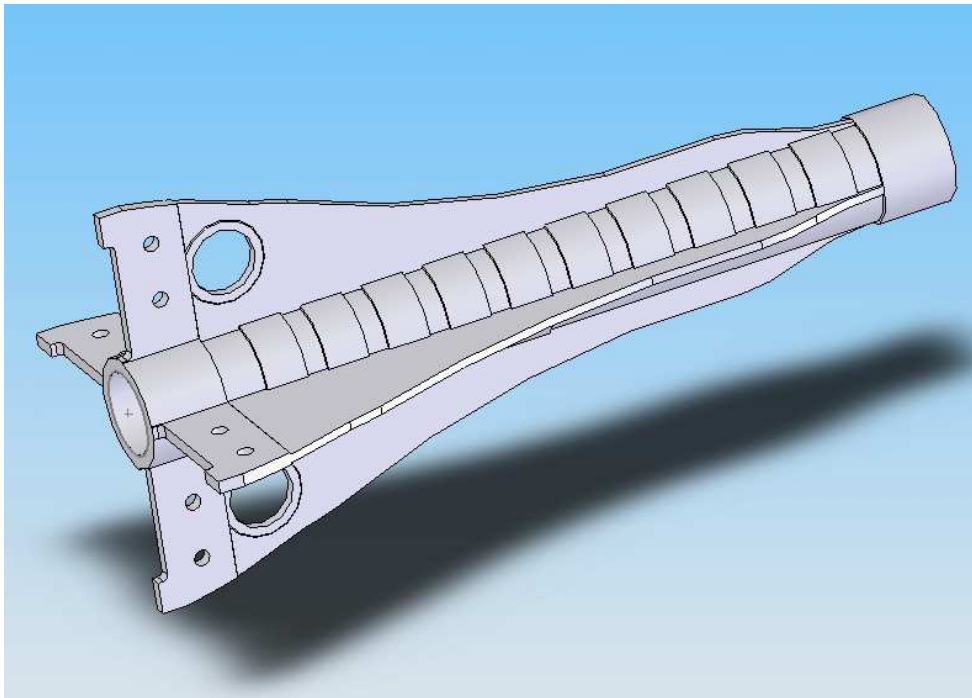


Fig. 3.19 Last modeling analysis

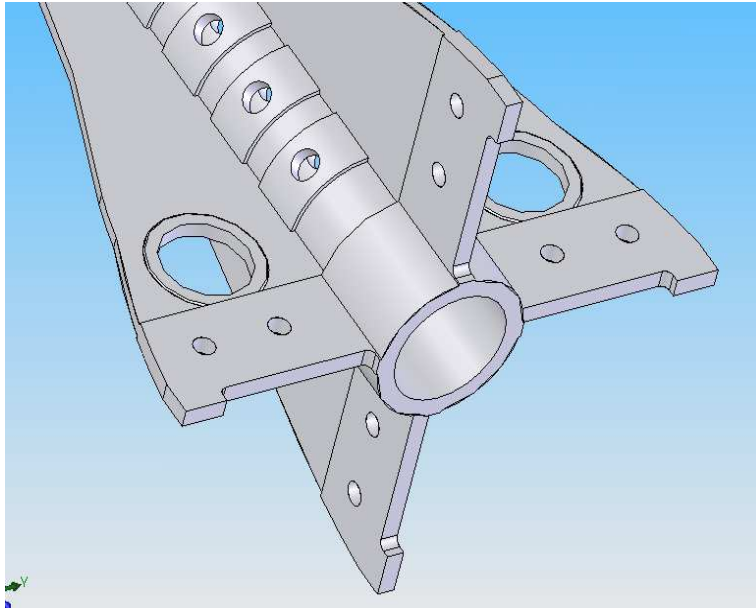


Fig. 3.20 Low zone check of plate block pin jig

3.4 구조방안 및 해석

본 해석에서는 전산해석을 위한 소재물성 데이터로서 선박용 곡블록 압축하중 지지대를 Z-CAST의 데이터 베이스에 내장되어 있는 GCD000계열 합금의 열적 물성치를 사용하였다. 대체소재를 공정합금으로 선택한 이유는 공정조성 합금의 경우 주조재로서 유동성이 좋으며, 응고 중 등온변태에서 나타나는 급랭으로 인해 조직이 미세화 되는 등의 특성을 가지고 있어 정량적인 해석이 아닌 전형적인 유동 및 응고패턴을 보여주는 정성적인 해석에 적절한 소재라고 판단하였다. 따라서 본 해석에서는 선박 블록 압축하중 지지대 구조에 따른 응고거동 보다 충전 및 응고시 결합생성 현상의 영향 등을 위주로 평가하였다.

전산해석의 충전 및 응고 해석에 이용되는 지배방정식은 유체의 흐름과 열전달에 대하여 질량, 운동량, 에너지보존법칙으로 나타낼 수 있으며, 유동해석은 Navier-Stokes방정식에 의해 하였으며, 열 유동해석은 Fourier's 방정식에 의해 하였다. 3차원 비압축성 유체의 유동 및 응고해석에 사용되는 연속방정식, SOLA-VOF를 사용한 Navier-stokes 방정식, 에너지 방정식 및 Volume of Fluid 식 등을 나타내었다. 충전 해석 중에는 유한차분식(FDE : finite difference equation)을 이용하였다.

현재 개발하고자 하는 슈퍼블록 제작용 곡블록용 압축하중 핀지그 부품을 대상으로 구조방안에 대하여 전산해석을 수행하였으며, 진행률에 따라 충전 및 응고 해석을 수행하여 용탕유동, 제품응고 및 금형의 냉각능을 비교 검토하고 충전 결합 및 응고 결합과 냉각능을 높이기 위해 향상된 구조방안을 설계하는 것을 목적으로 하였다.

Fig. 3.21에서와 같이 구조전용 상용 소프트웨어인 Z-CAST의 전반적인 해석 과정은 전처리 과정, 요소분할 과정, 시뮬레이션 과정, 후처리과정으로 크게 4단계로 구분된다. 전산해석을 위해 현재 양산중인 구조방안을 기준으로 DASOL LTD. CAD SYSTEM의 Solidworks 2005를 이용하여 Fig 3.22에서와 같이 3차원 솔리드 모델링을 하였으며, Z-CAST에서 인식 가능한 STL(stereo lithography) 파일로 변

환하여 각 재질군을 생성한 결과를 나타내었다. 전처리 과정을 통해 각각 변환된 STL file로부터 구조품, 탕도 및 게이트에 대하여 가상 열전대 등은 Z-CAST의 전 처리기의 CAD툴을 사용하여 형성하였다.

Z-CAST는 FVM계열로서 요소분할은 직교좌표 분할에 의하여 자동 요소분할을 수행하며, 용탕의 요소크기에 해당하는 메탈 셀을 정의하여 사용한다.

해석을 수행하기 위해서는 각 형상들에 대해서 요소분할을 해야 되는데, 요소는 STL에 포함된 삼각형 절점의 개수를 나타내고, 길이는 STL을 포함하는 직육면체의 각 축 방향의 길이인데, Max는 다각형의 각 축 방향의 최대길이, Min는 다각형의 각 축 방향의 최소길이, Uniform : 축 방향으로 메쉬 길이가 균등하도록 분할, Nonuniform : 축 방향으로 메쉬 길이가 불균등 하도록 분할. 축 방향 별로 메쉬의 최대 및 최소길이를 지정하게 된다.

Fig. 3.23~Fig. 3.24는 요소 분할된 곡블록 핀지그, 탕구 및 게이트 등의 메쉬가 형성된 모습을 나타내었다.

압축하중 지지대인 곡블록 핀지그와 같이 길이가 큰 구조품으로 정확한 해석을 하기 위하여 더욱 세분화하여 차등적으로 요소 분할하였으며, 곡블록 핀지그 부품의 요소가 생성된 결과와 각 부품별의 요소 생성크기는 제품은 860,269개의 삼각형 요소분할을 하였으며, 탕도부는 31,275개의 요소 분할을 실시하였다.

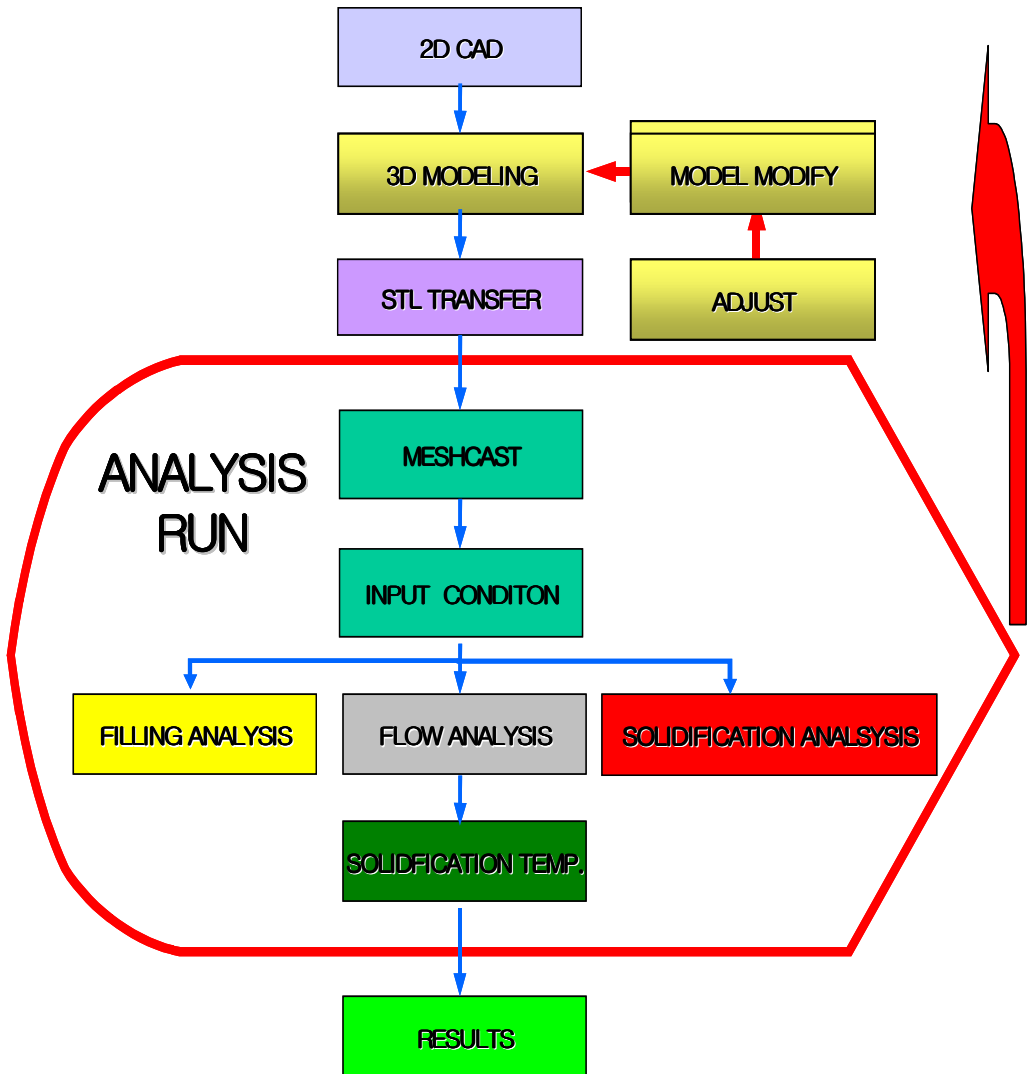
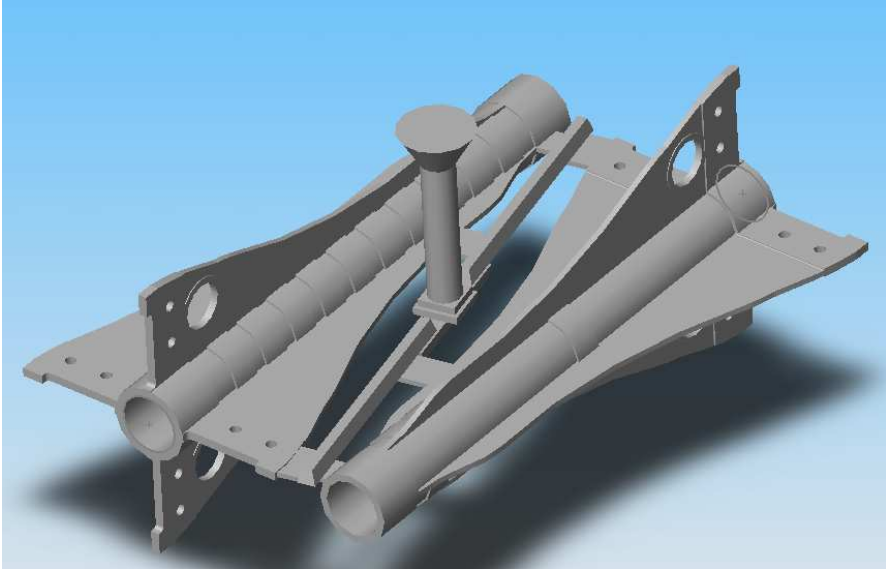
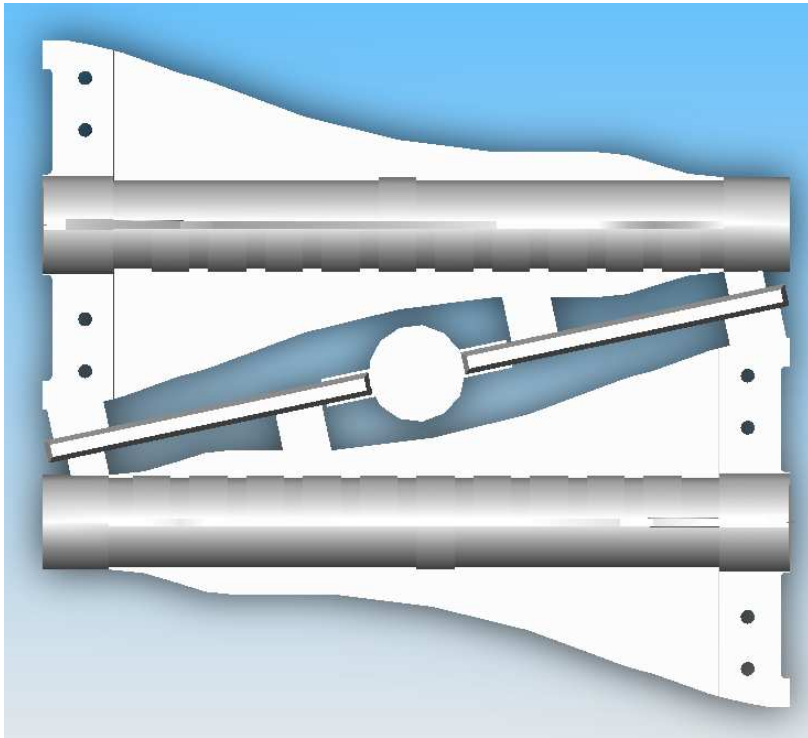


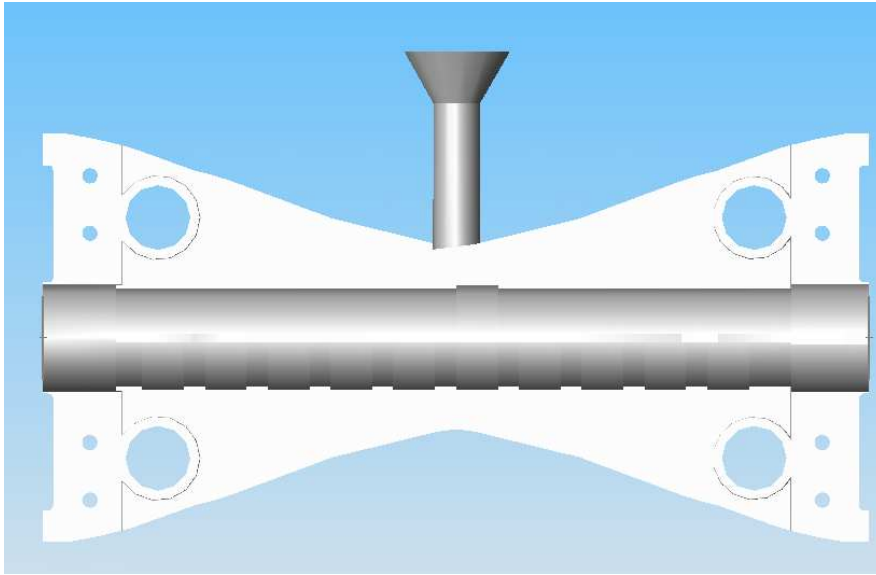
Fig. 3.21 Analysis processes of pin jig in the curved load block



(a) Down isometric of block support system



(b) Upper isometric of block support system



(b) Side isometric of block support system

Fig. 3.22 Pin jig of high load support system

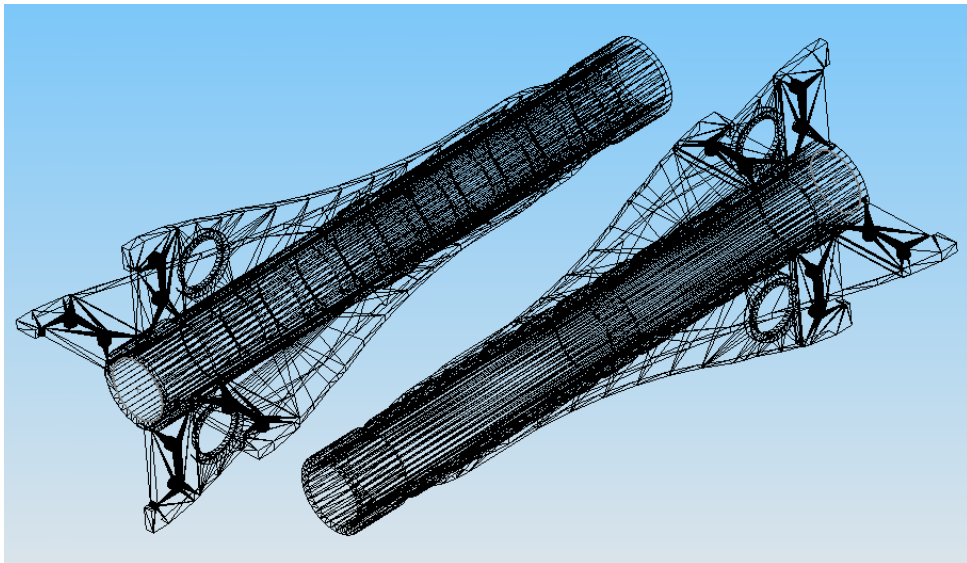


Fig. 3.23 STL modeling shape from the out CAD

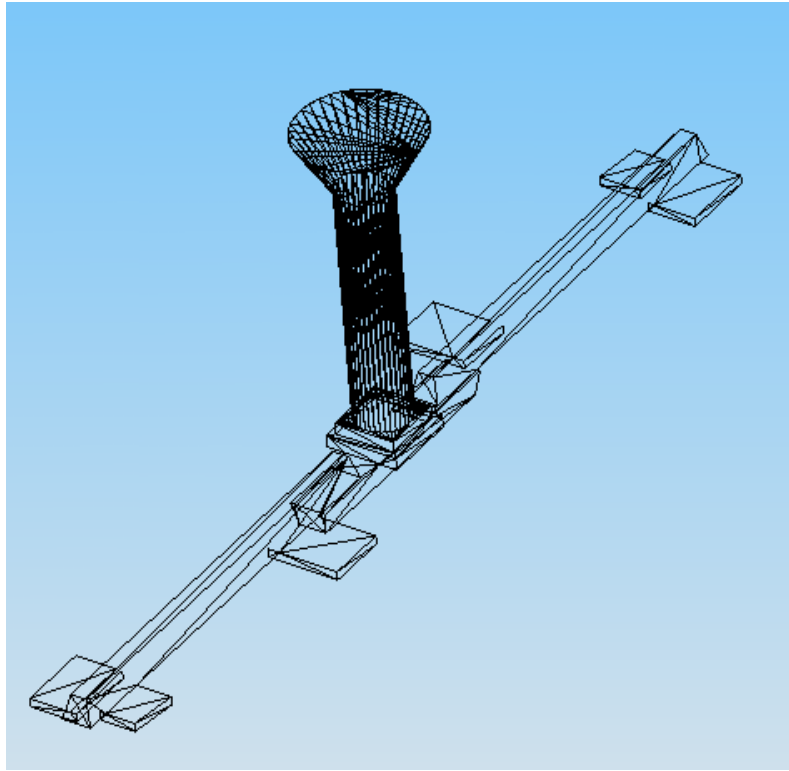


Fig. 3.24 Element division results of ingate and inlet

Fig. 3.25는 STL 파일로 전환하여 Z-CAST로 불러들인 주형 및 탕도부가 형성된 모습을 볼 수 있다. 아래의 주물 메쉬가 주형 메쉬에 가려서 안 보이는 경우 주형에 주형이 숨기기가 되면서 화면에서 보이지 않게 되므로 제품형상을 확인할 수 있다. Fig. 3. 26은 주형이 형성된 최종 상태를 보여 주고 있다.

용탕이 금형내에 100% 충전이 이루어 질 때까지 공급되는 가상의 용탕 주입구를 말하며, 충전 과정 중에는 초기 용탕의 설정온도를 유지한다. 주입구는 유동해석시 솔버 입력창에서 자동 찾기를 통해 입력이 가능하다. 또한, 작업 환경에 따라 여러 형태의 주입구를 설정할 수 있다.

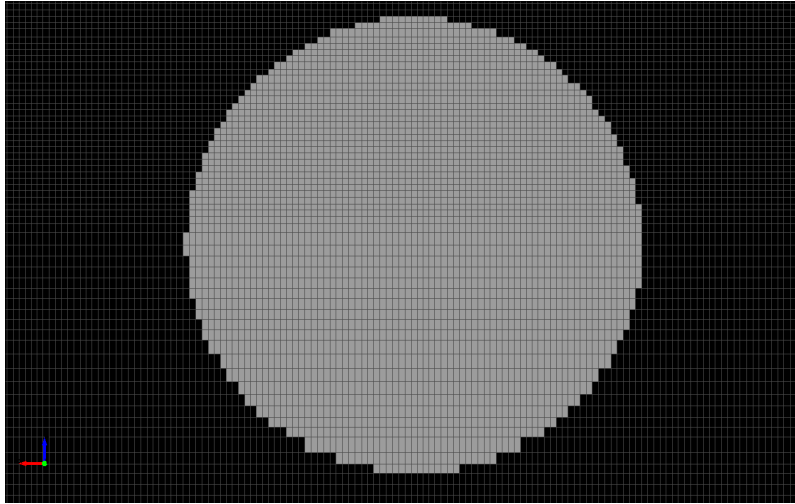


Fig. 3.25 Inlet for the casting

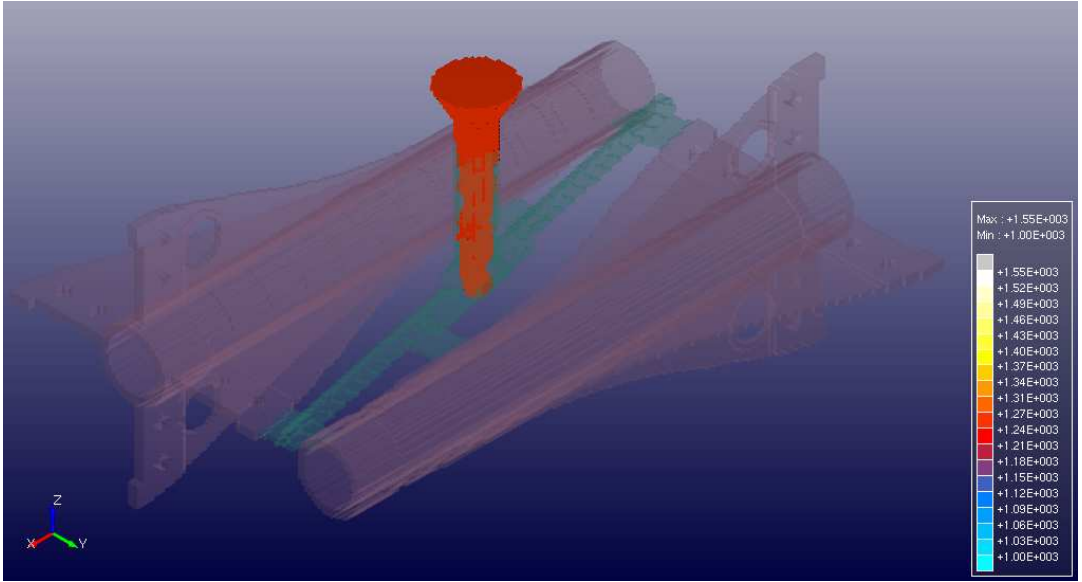
제 4장 결과 및 고찰

4.1 유동해석결과

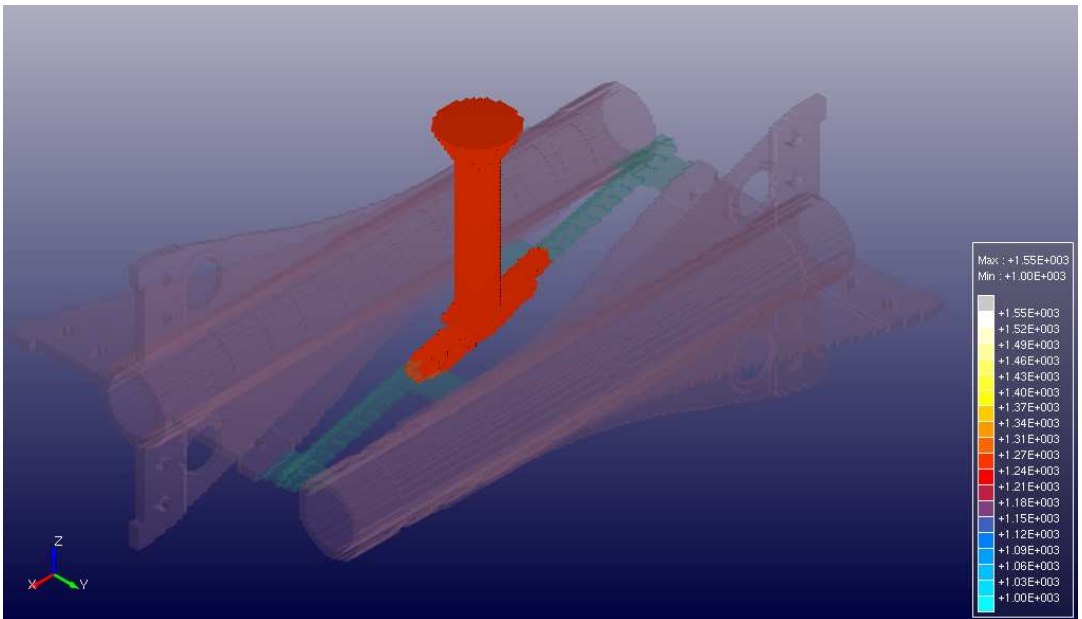
Fig. 4.1은 곡블록용 핀지그의 유동해석 진행과정을 보여주고 있다. 유동해석이 진행되는 중이거나, 해석이 완료된 뒤에도 충전 상태, 충전 온도분포, 충전 방향을 확인하여 제품의 결함을 찾아낼 수 있다. 유동은 하부에서 상부로 충전 되면서 온도와 속도 그리고 압력 등에서 큰 편차를 보이지 않음으로써 전반적으로 양호한 충전 거동으로 나타났다. 유동해석과정에서 용탕온도는 상부와 하부에서 차이가 다소 나타났으며, 결함 예상부라고 볼 수 있는 유동상의 결함 요인은 아니지만, 이러한 제품내 온도차를 줄이기 위해서는 게이트부의 크기를 일정하게 유지하는 방안이 필요할 것으로 판단되며, 전체적으로 양호한 충전 양상이라 할 수 있다.

해석결과에서 알 수 있듯이 핀지그 날개 및 하부쪽에서 단면적 변화가 급격하여 소용돌이 형태의 흐름이 나타났으나, 탕도 및 게이트 입구의 개선으로 이러한 현상이 발생되지 않았으며, 이로 인해 제품 중에 기포가 혼입될 가능성을 상당히 줄일 수 있었다.

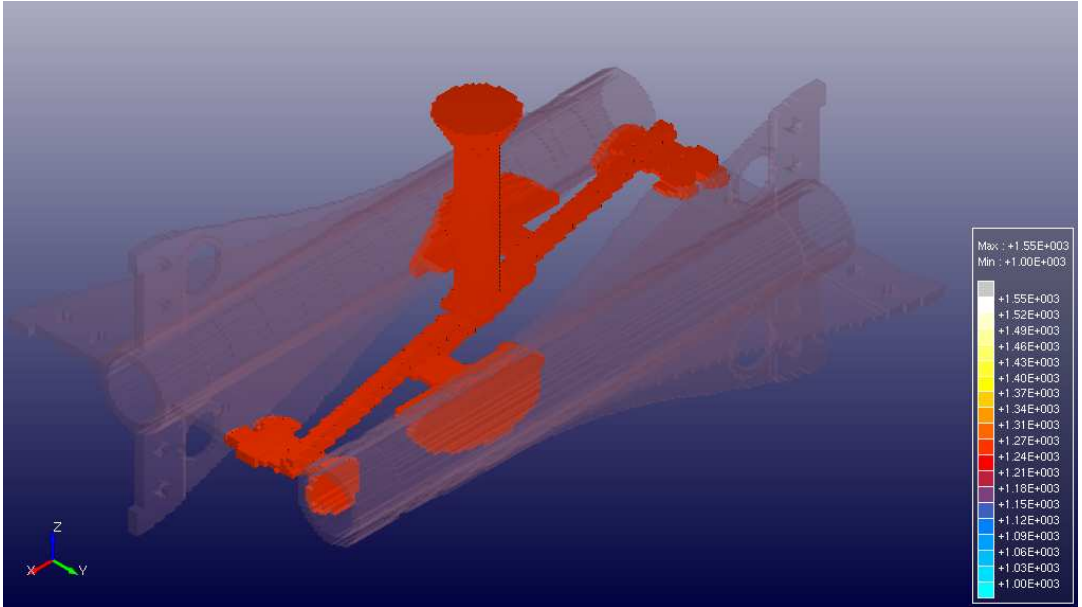
그림에서 보여주듯이 안정적으로 용융물이 충전 되어 가는 것을 확인할 수 있었으며, 충전율이 60~80%에서 기포가 핀지그 하부에서 갇히는 현상이 있었는데 최적의 주입속도 및 주입시간을 설정하여 이를 해결하였다. 충전율 100%에 도달하면, 탕구에 충분한 용융물이 존재함으로 응고과정에서 수축이 발생해도 보충되도록 하였다.



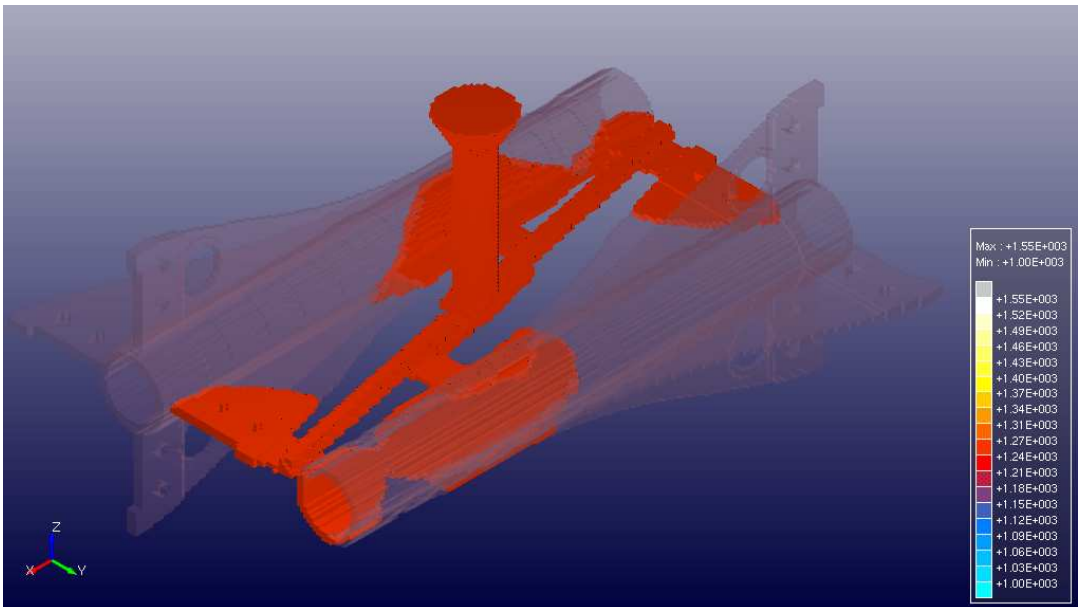
(a) 5%



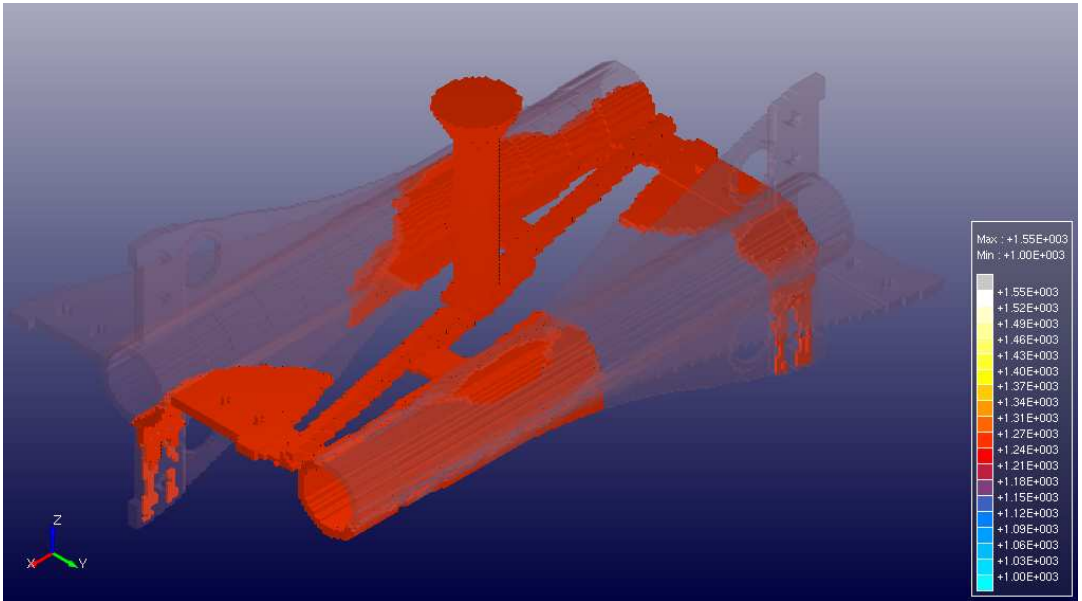
(b) 10%



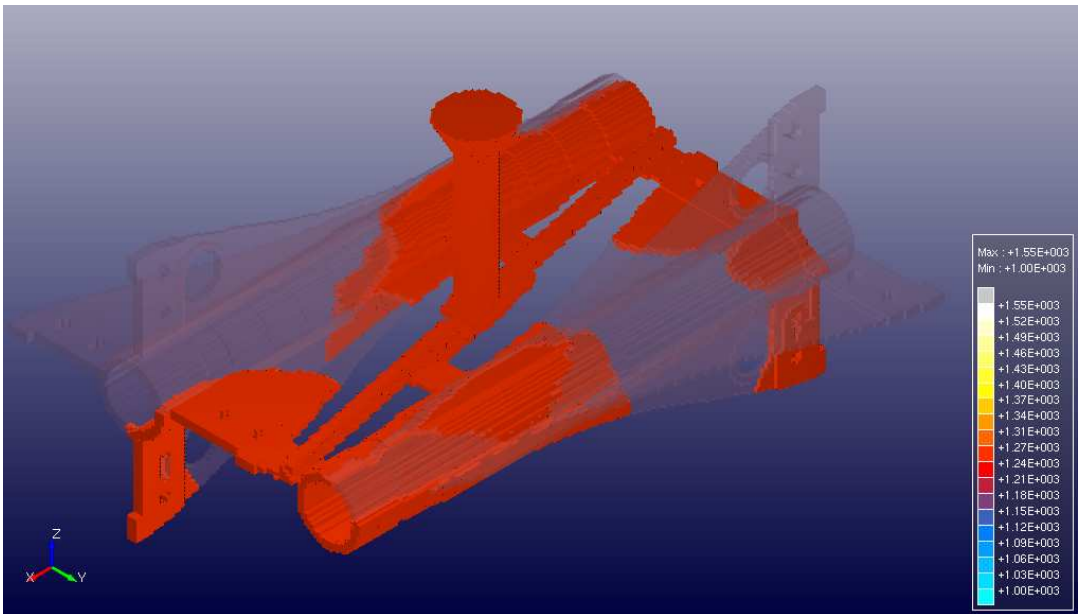
(c) 20%



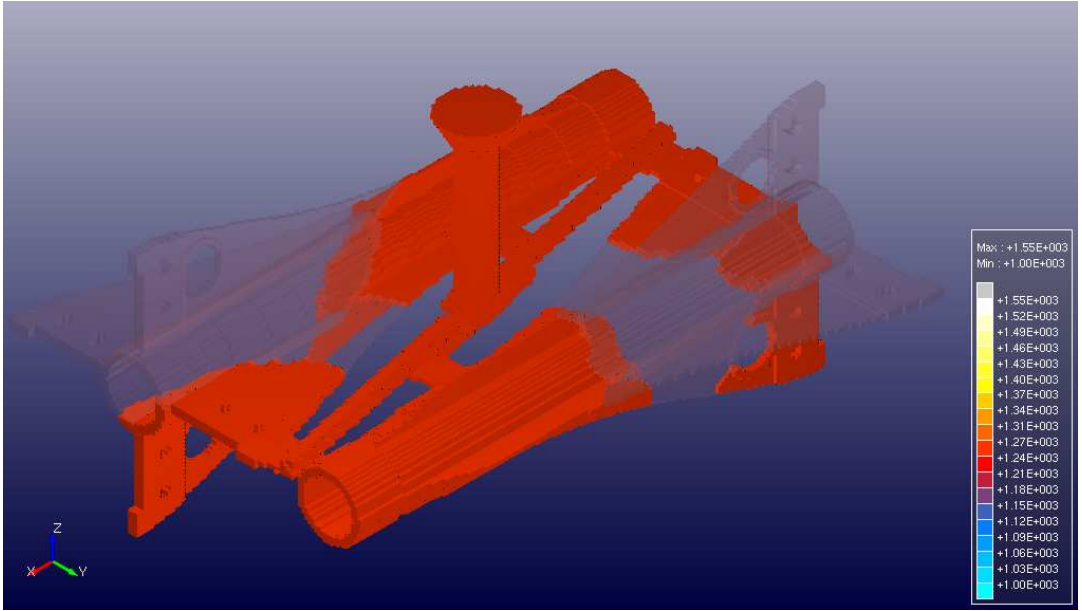
(d) 30%



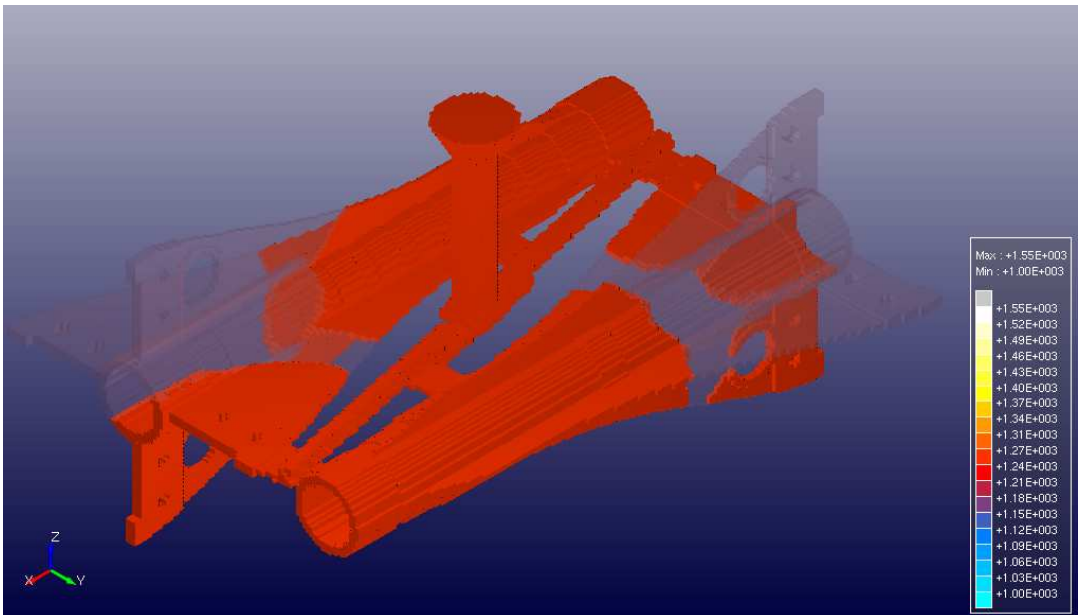
(e) 40%



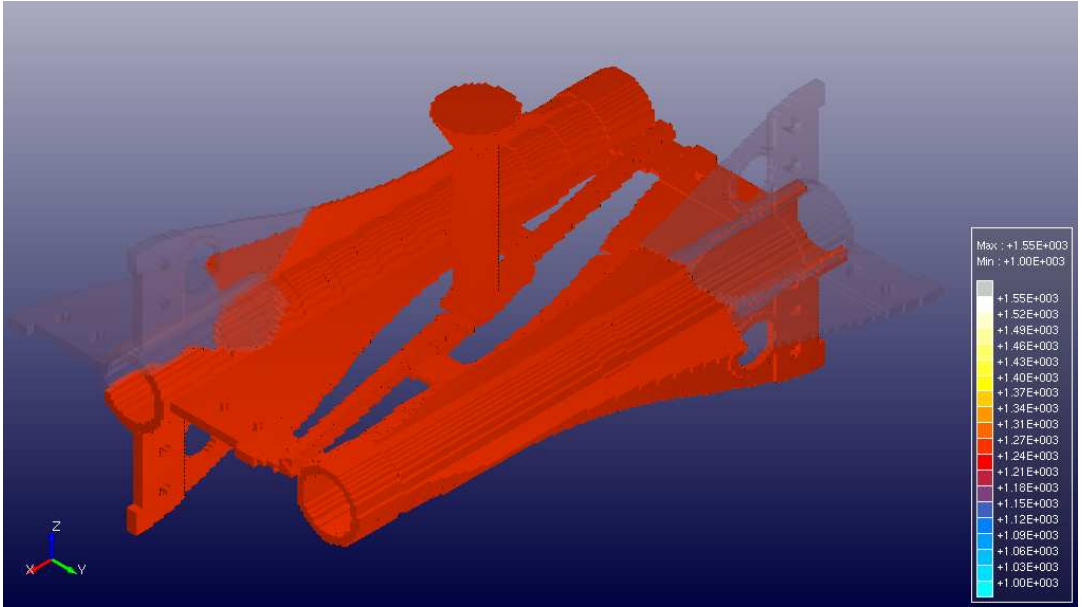
(f) 50%



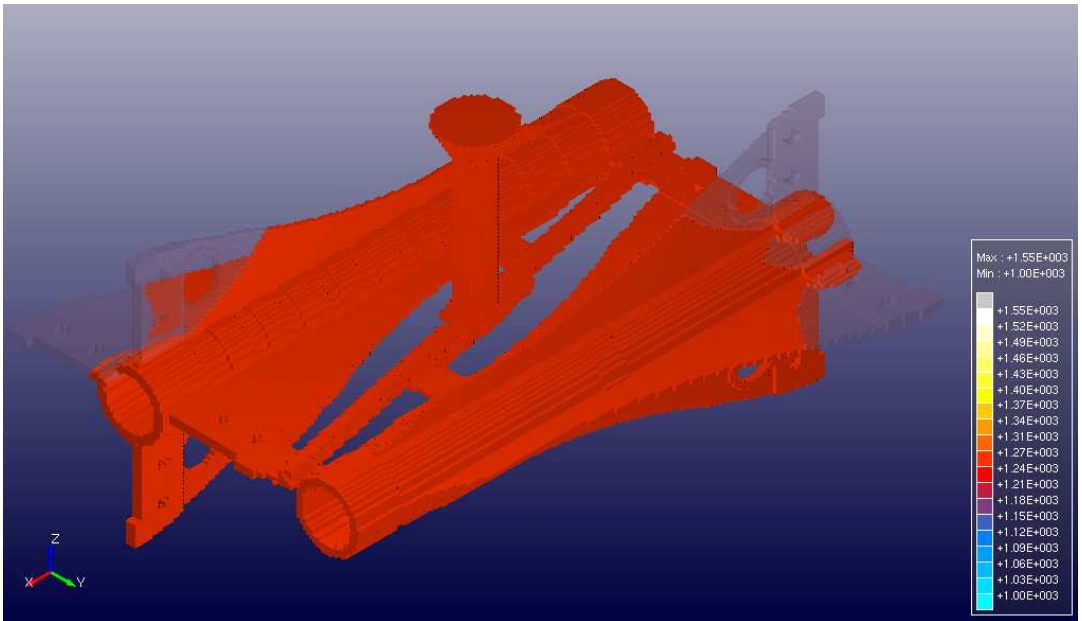
(f) 60%



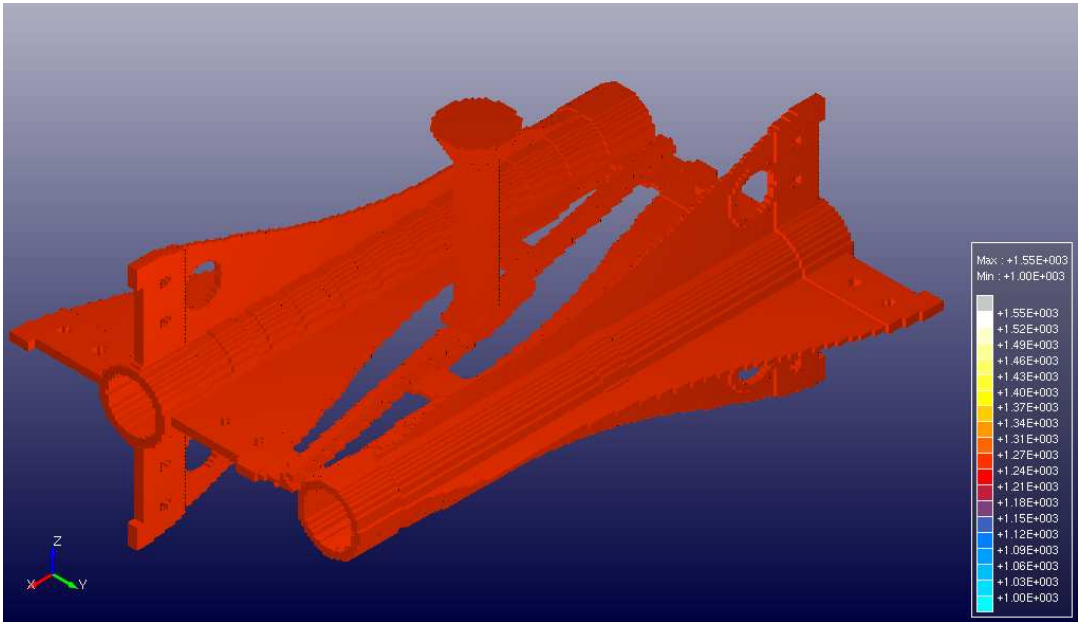
(g) 70%



(h) 80%



(i) 90%



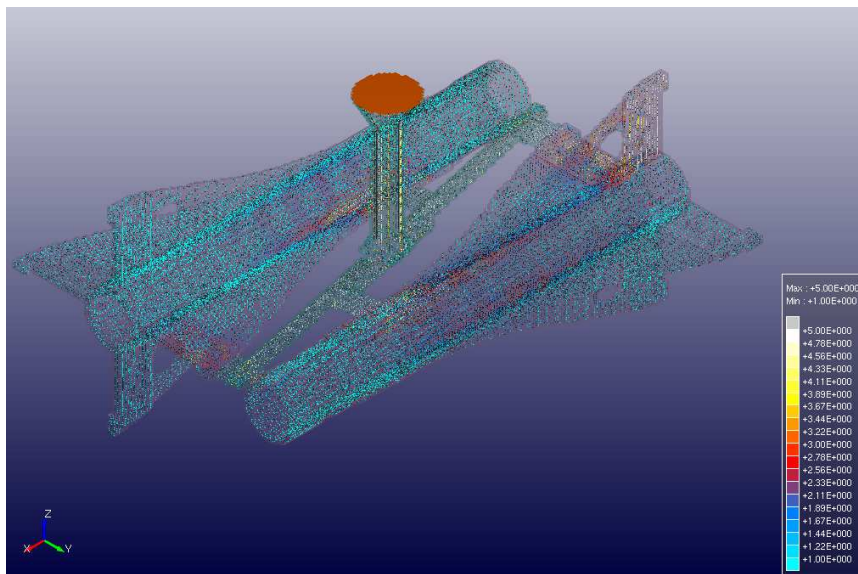
(j) 100%

Fig. 4.1 Filling analysis results

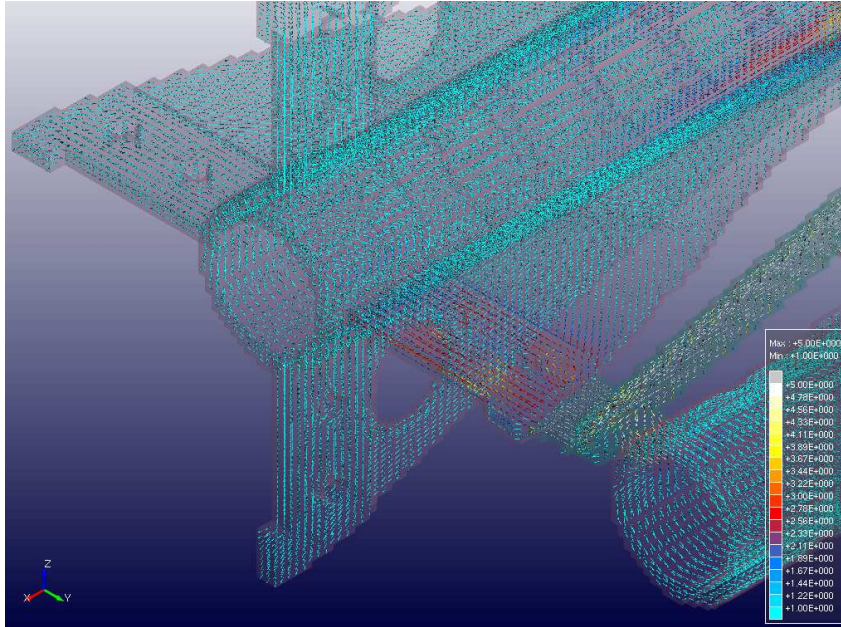
4.2 유동속도 벡터 해석 결과

Fig. 4.2(a)~(g)는 충전중에 유동속도에 대하여 해석한 그림이다. 그림에서와 같이 속도벡터 결과 전반적으로 안정된 충전 양상을 확인할 수 있었으며, 이러한 해석 결과를 바탕으로 게이트 형상의 변경 및 탕도의 크기가 결정된다. 따라서 유동속도벡터 해석결과 적정한 탕도 및 게이트의 설정으로 건전한 제품의 양산이 가능하였다.

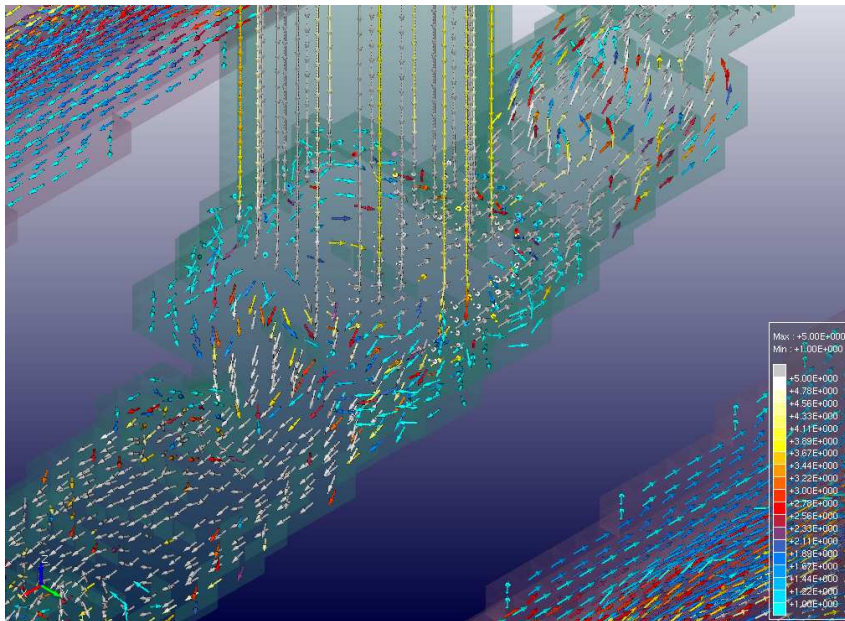
Fig. 4.2에서와 같이 부품의 유동속도 벡터에서 분석한 결과 표면으로부터 2mm 깊이의 부위에 가상 열전대를 설치한 후 10%의 공정을 실행하는 동안 열전대의 변화를 측정한 결과 10%와 70% 비교해 보면 온도변화에 뚜렷한 차이가 나타났으며, 70% 이후 일정한 온도를 유지하였다. 최고온도와 최저온도와의 차이를 나타내는 ΔT 도 유사한 양상을 보이는 것으로 볼 수 있었다. 특히, (c)의 상부측과 (g)의 하부측에서 유동속도가 다소 느렸으나, 게이트의 크기를 증가시켜 유동속도를 높였다.



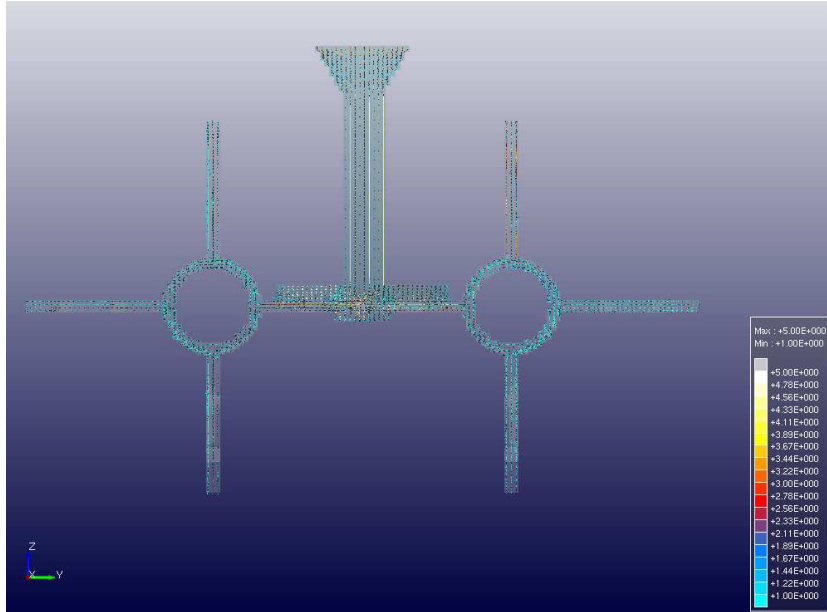
(a)



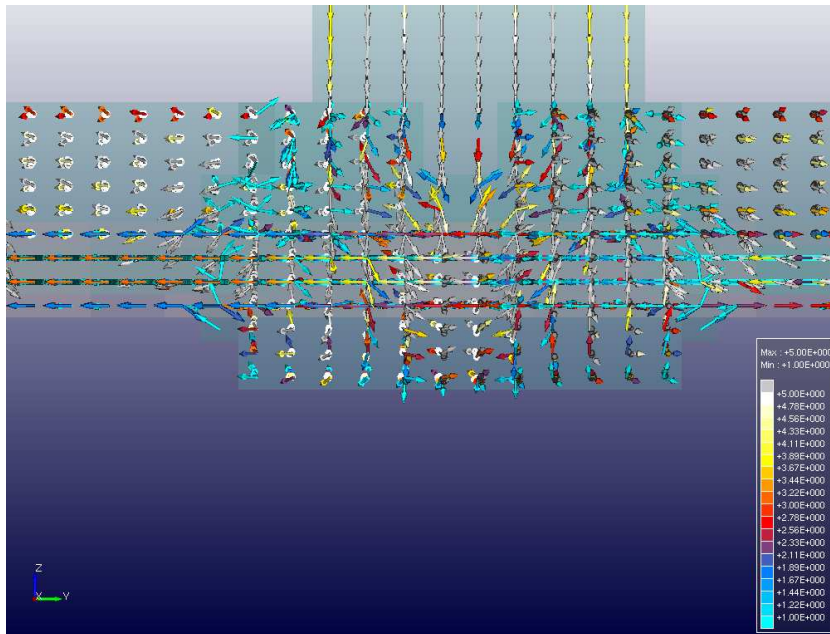
(b)



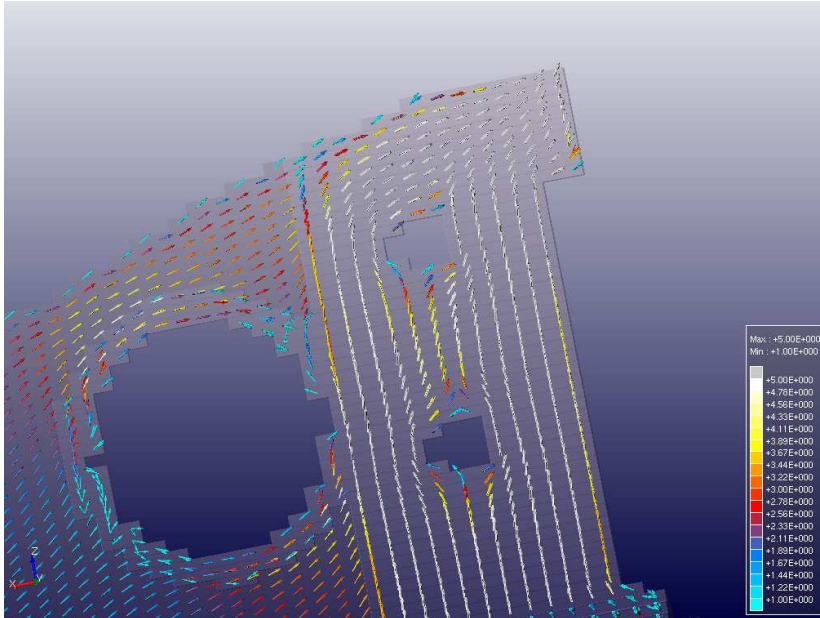
(c)



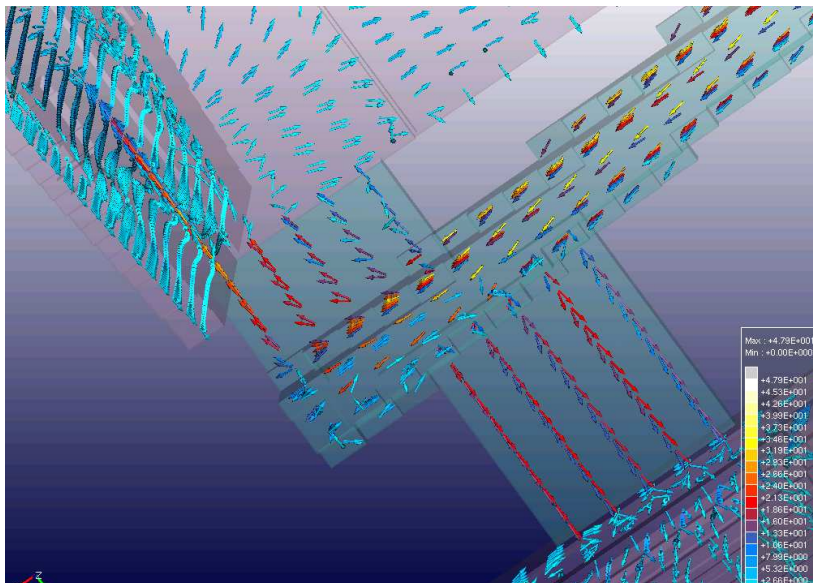
(d)



(e)



(f)



(g)

Fig. 4.2 Speed vector analysis results in the filling processing

4.3 응고 온도 분포

열전대 설정은 해당 부위의 온도변화를 확인하기 위한 것이며, 유동, 응고, 반복의 열전대에 대한 정보를 확인할 수 있다. Fig. 4.3은 응고온도 측정을 위하여 열전대 위치점을 표시한 그림이며, 응고시 온도에 영향을 줄 수 있는 부위를 선택하였다.

Fig. 4.4에 나타난 것과 같이 지정된 위치는 충전과 동시에 1,280℃ ~ 1,310℃를 유지하고 있어 최종 충전시까지 유동에 지장을 주지 않음을 알 수 있었다. 그림에서와 같이 충전 과정에서 열의 안정상태로 유지됨을 알 수 있으며, 1100℃ 정도에서 응고되기 시작하여 950℃에서 급속도로 냉각되기 시작하였다.

그림에서와 같이 40%에서부터 표면의 온도가 하강하기 시작하여 70% 사이에서 급격히 온도가 떨어졌으며 90%, 100%에서는 일부 온도가 중심부에 내재 되어 있는 것을 볼 수 있다.

또한, 응고가 진행되는 중에 주조품에서 열이 금형으로 빠져 나오지 못하고 내재 되어 있으나, 주조품의 조직변화에는 큰 영향을 미치지 못했다. 주조품의 중심부를 절단하여 내부에 존재하는 열을 체크하여 본 결과에서 알 수 있듯이 부품 가운데 부분에서 열이 빠져 나오지 못하는 현상을 볼 수 있으나 최종 주조방안에서 이러한 문제점을 최소화 하였다.

충진이 완료된 직후부터의 응고과정을 나타내며 치수가 얇은 외각부위의 날개부분부터 응고가 진행되어 후육부인 제품 중심부가 최종적으로 응고되는 양상을 보여주며, 응고 개시 온도는 1280℃에서 시작 되었다. 그림에서 알 수 있듯이 주조품 중심, 중간 지점 및 게이트부를 집중 적으로 분석하였으며, 부품의 중심에서 등온선이 페루프를 이루며 응고가 진행되는 것을 볼 수 있다. 이로부터 최종 응고시 제품중심의 후육부에서 수축결함이 발생할 가능성이 높은 것을 가시적으로 예측할 수 있다.

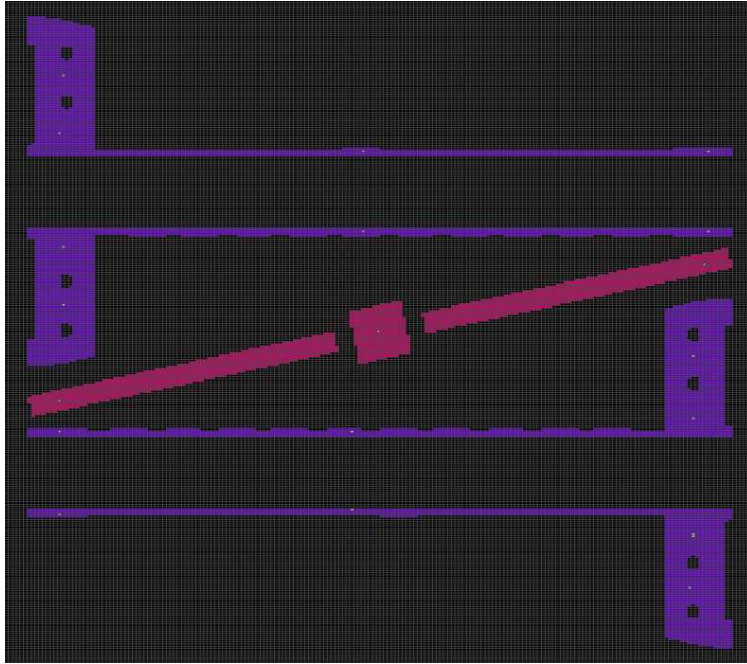
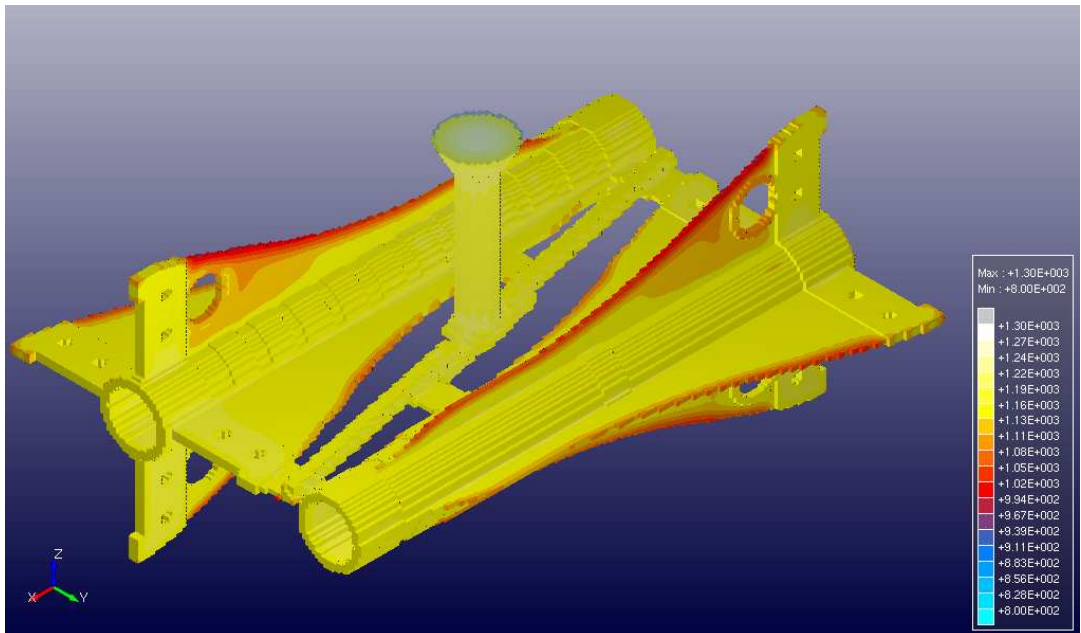
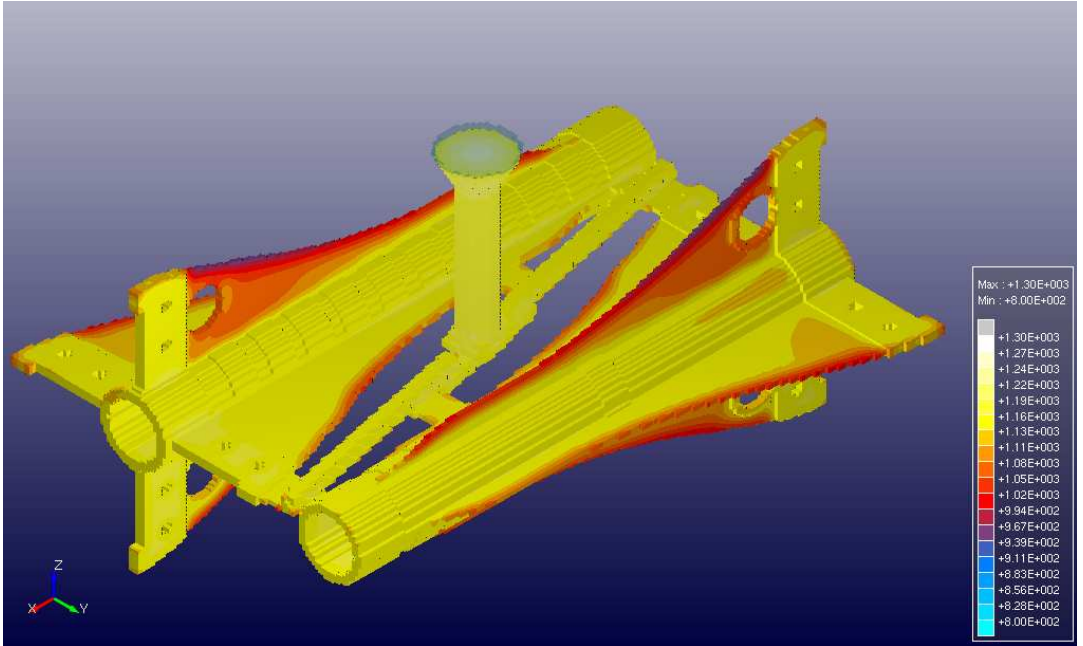


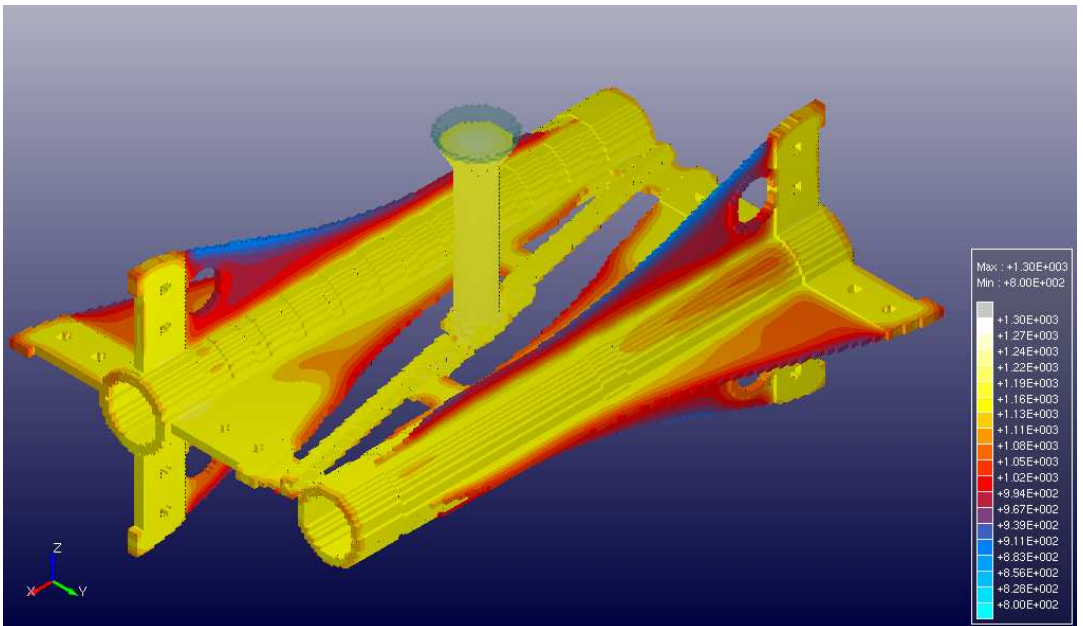
Fig. 4.3 Measurement point using the solidification temperature analysis



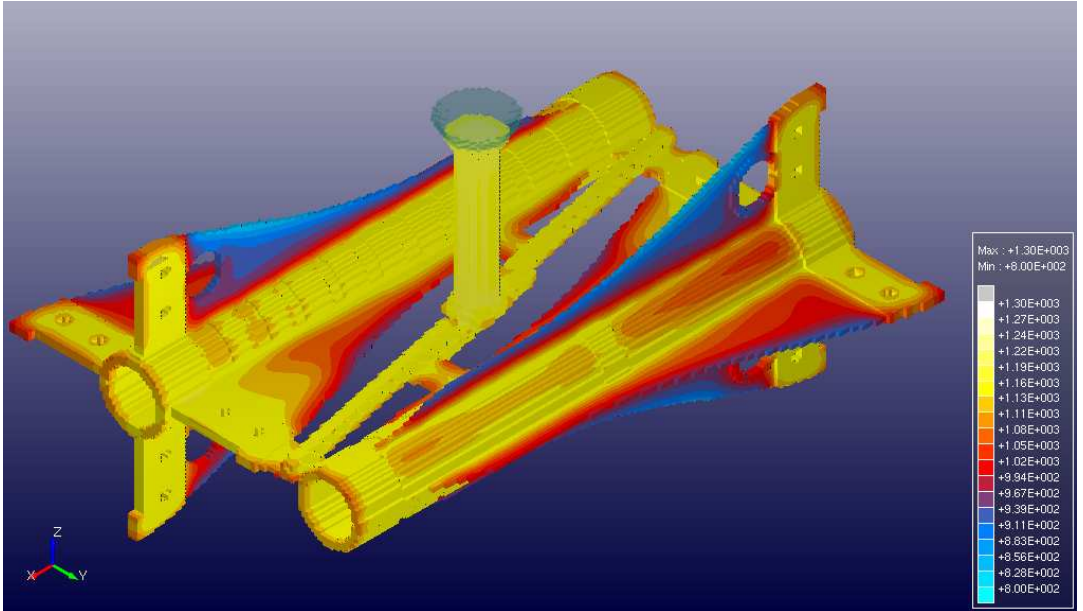
(a) The solid temperature variation (5%)



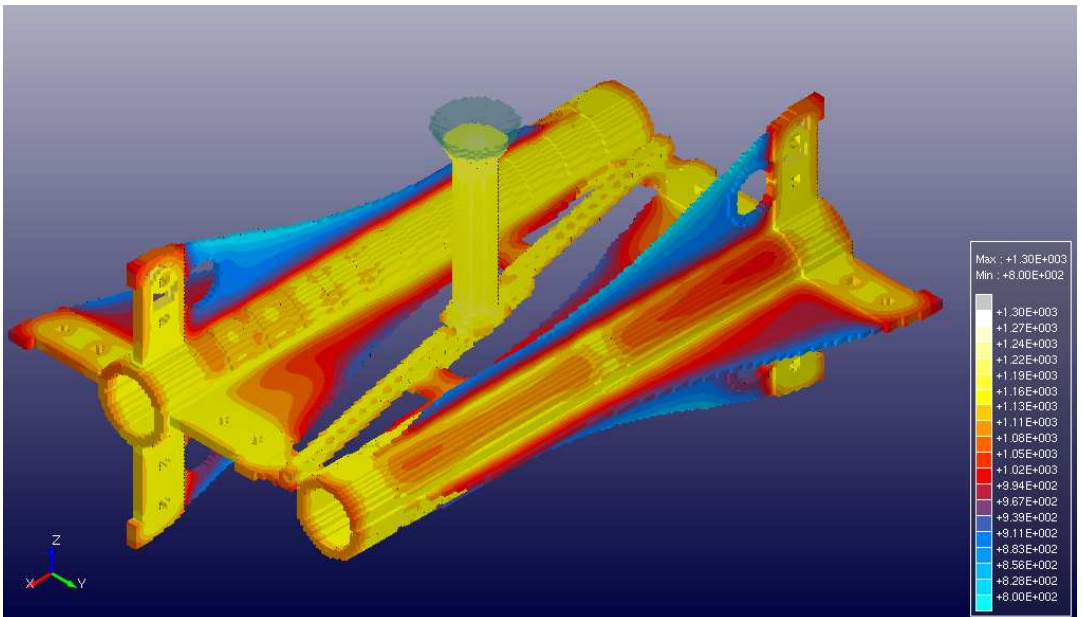
(b) The solid temperature variation (10%)



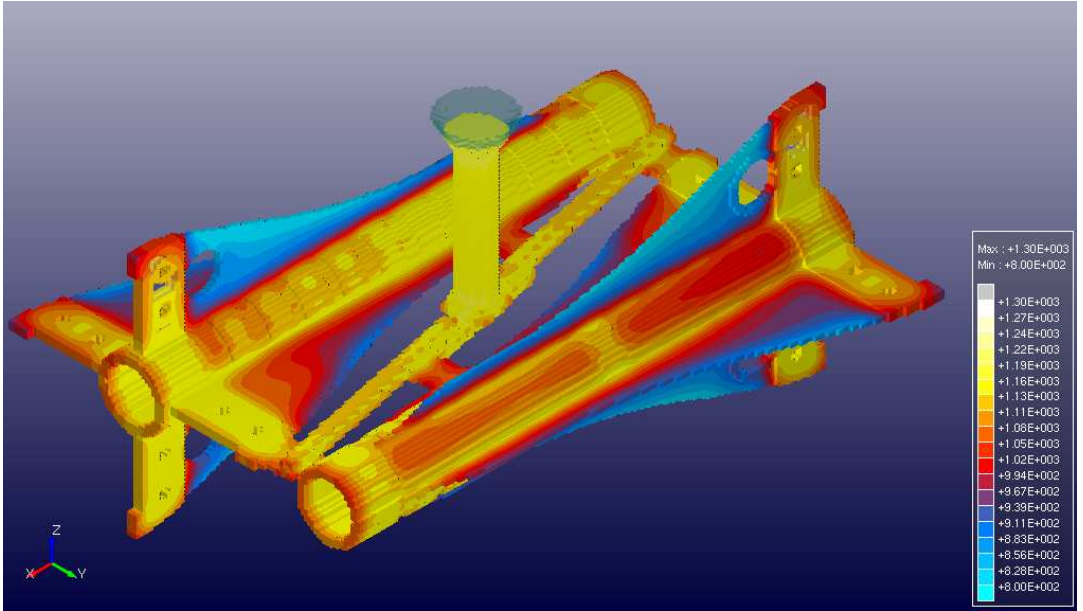
(c) The solid temperature variation (20%)



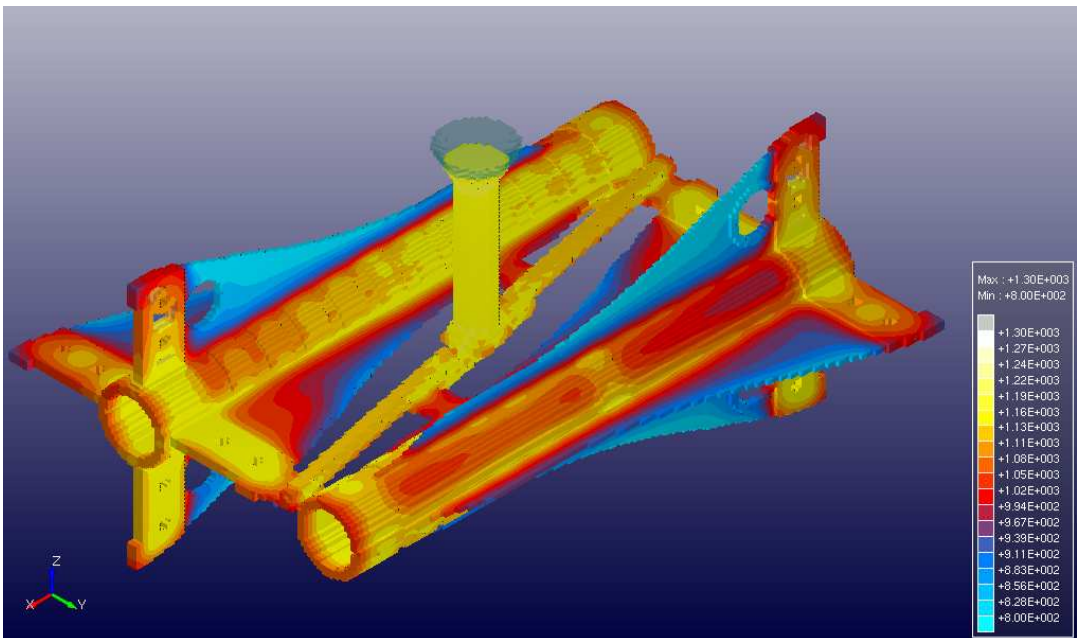
(d) The solid temperature variation (30%)



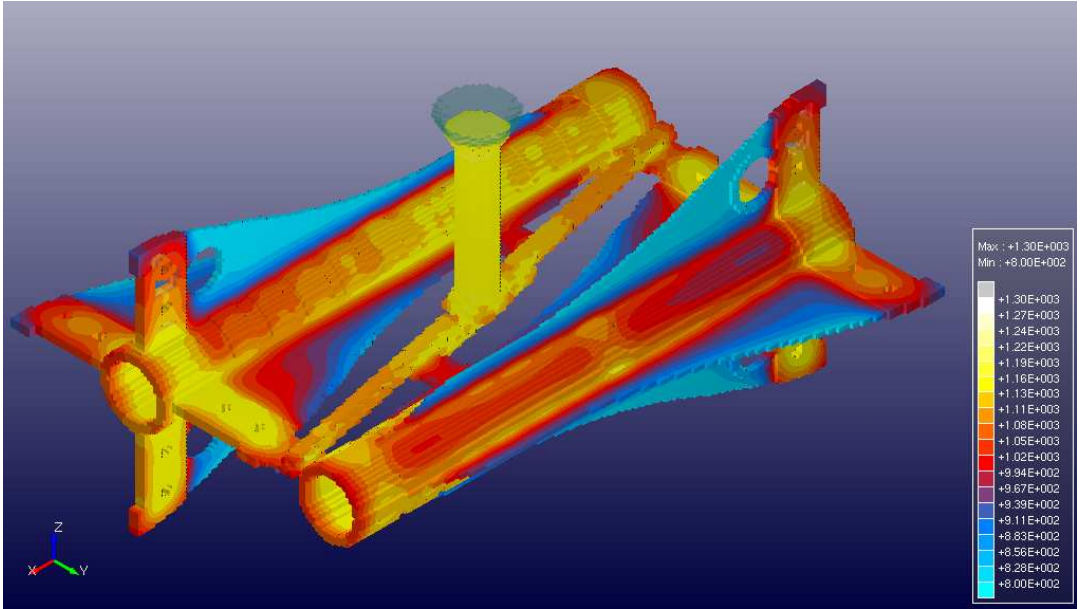
(e) The solid temperature variation (40%)



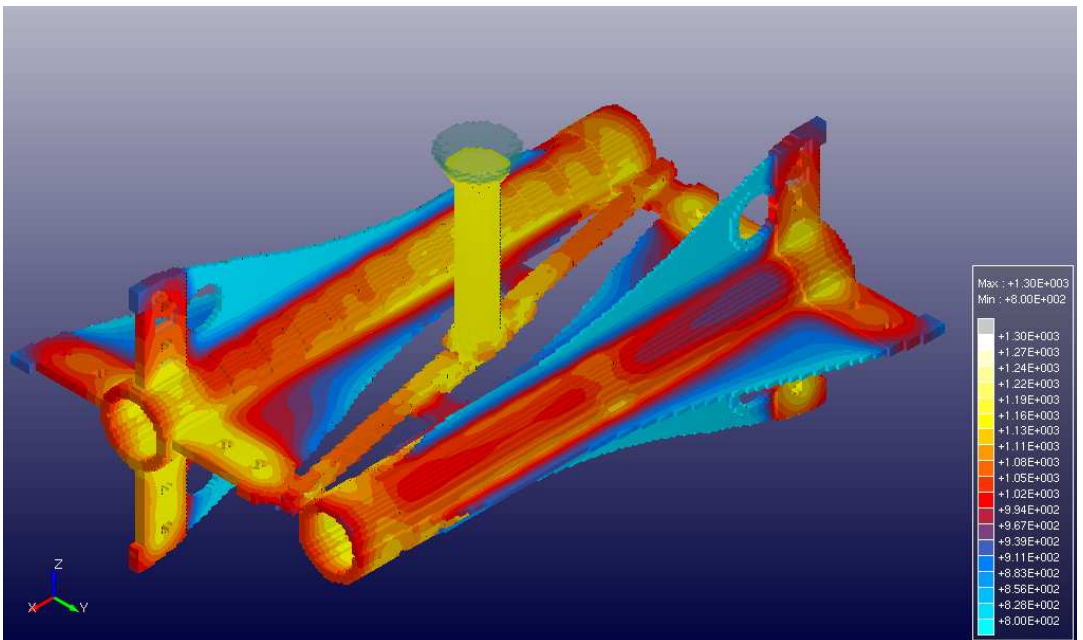
(f) The solid temperature variation (50%)



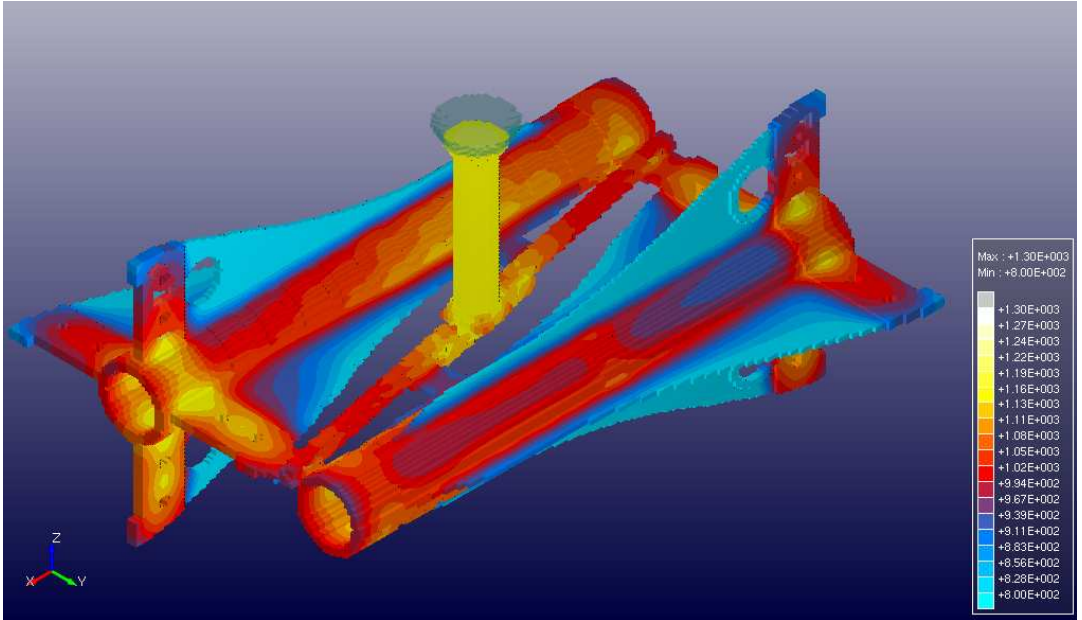
(h) The solid temperature variation (60%)



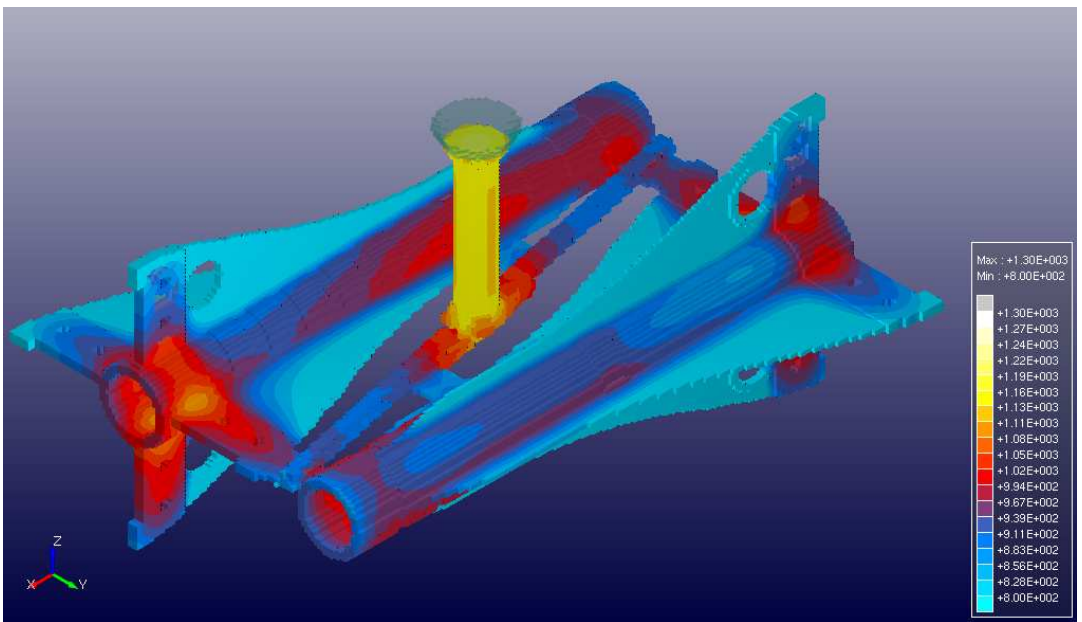
(i) The solid temperature variation (70%)



(j) The solid temperature variation (80%)



(k) The solid temperature variation (90%)



(l) The solid temperature variation (100%)

Fig. 4.4 Temperature simulation results of the solidification time

4.4 곡블록 압축하중 응력해석 고찰

Fig. 4.5~4.8은 최적 설계된 모델링 상태에서 압축하중 100ton과 150ton의 하중을 주어 컴퓨터 시뮬레이션을 실시하였다. 그림에서와 같이 개발된 곡블록용 핀지그는 80ton 이내의 작업 기준으로 볼 때 우수한 성능을 나타내었으며, 150ton이상에서도 안정된 결과를 얻을 수 있었다. Fig. 4.5~Fig. 4.6에서와 같이 100ton에서의 항복강도가 최대 $1.759 \times 10^7 \text{ N/m}^2$, 최소 $7.577 \times 10^4 \text{ N/m}^2$ 해석되었다. Fig. 4.7~Fig. 4.8은 150ton에서의 해석결과로 항복강도가 최대 $4.397 \times 10^7 \text{ N/m}^2$, 최소 $1.894 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ 해석되었다. 본 실험결과 곡블록용 핀지그는 수개를 하단에 설치하고 작업함으로 250ton 이상에서도 압축하중을 지지할 수 있으리라 판단된다.

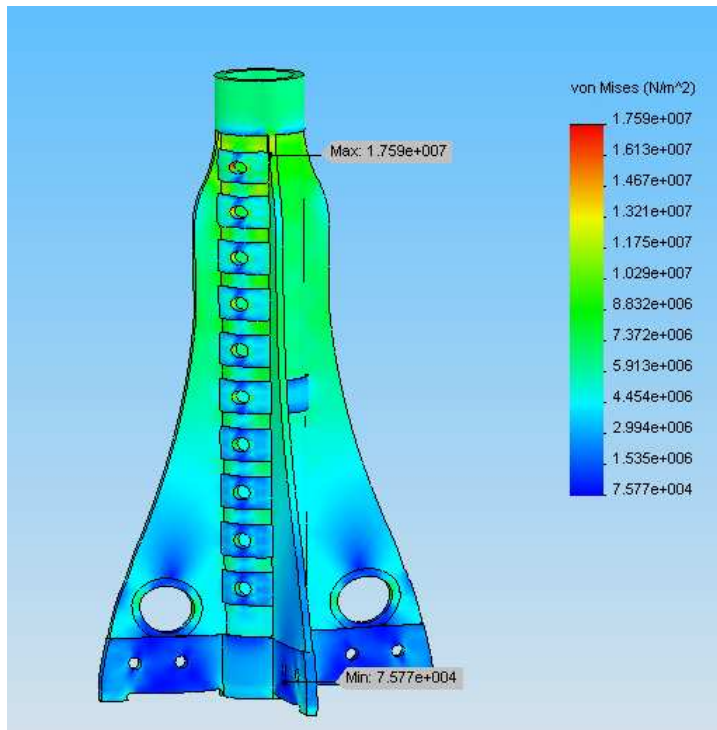


Fig. 4.5 Strength analysis results in the 100 ton

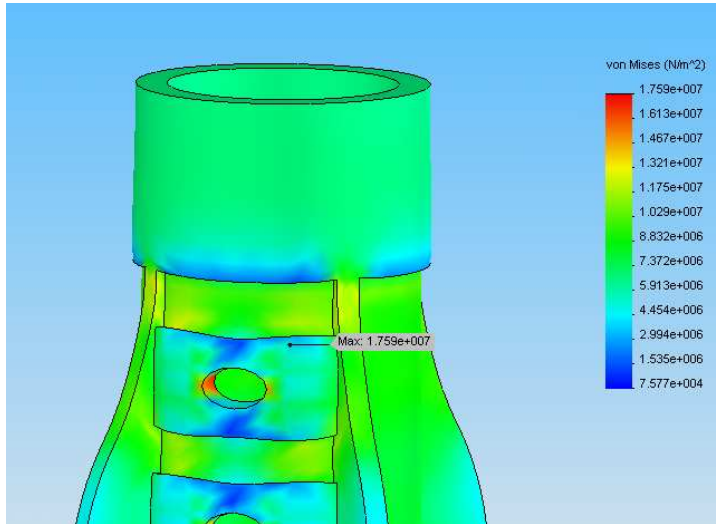


Fig. 4.6 Maximum strength analysis zone in the 100 ton

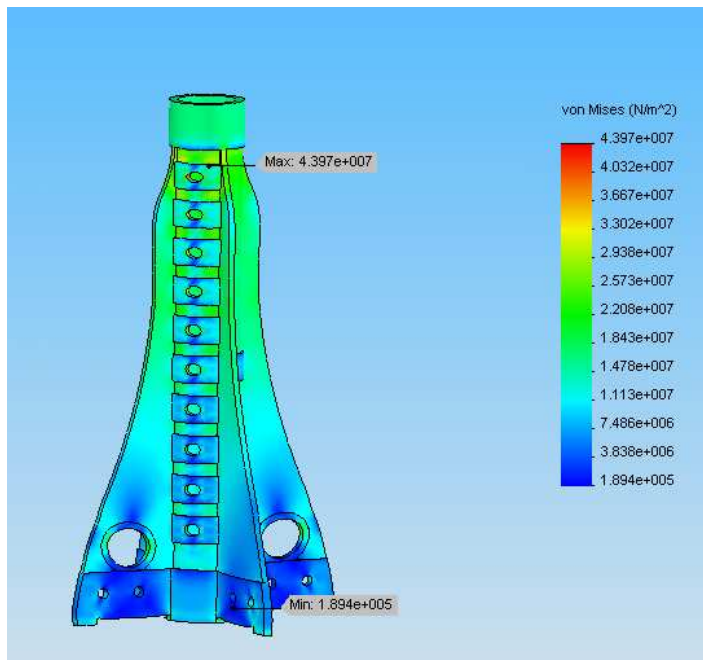


Fig. 4.7 Strength analysis results in the 150 ton

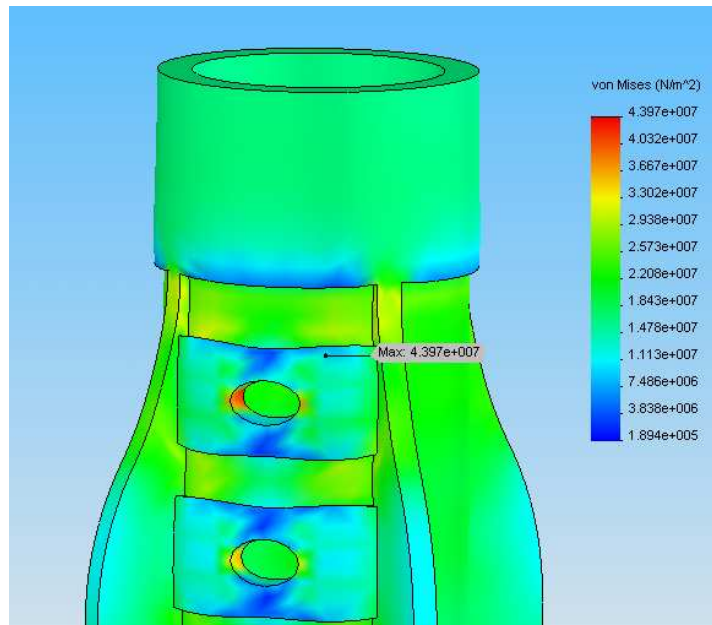


Fig. 4.8 Maximum strength analysis zone in the 150 ton

4.5 조직사진 관찰 및 경도시험

Fig. 4.5는 조직사진 관찰을 위하여 곡블록 핀지그 주조시 결합이 예상되는 부위 즉, 경도시험 측정 부위인 6곳을 체크하여 곡블록 핀지그 부품 내부의 건전성 평가를 하고자 하였다.

Photo. 4.1~4.6에서는 곡블록 핀지그 주조품 시험편의 결합이 예상되는 지점에 대하여 각 부위별 조직을 나타낸 조직사진이다. 또한, 각각의 주조품 시험편을 채취하여 조직사진을 관찰하고, 조직의 균일화 및 조직내의 기공 내재 여부를 점검 하였다. Photo. 4.1과 Photo. 4.2는 구상흑연주철의 구상화 상태를 배율($\times 200$)로 찍은 조직사진이며, 실험결과 페라이트 조직을 펄라이트가 둘러싸여진 형태가 잘 유지되고 있었다. Photo. 4.3과 Photo. 4.4는 배율($\times 500$)로 기공이 구상화된 주위에 다소 산재되어 있었으며, 이러한 현상들은 적합하지 않은 주조방안 으로 인하여 부품의 응고과정에서 기공 및 가스가 밖으로 배출되지 못하고, 그대로 재질 내부에 남아 있음을 알 수 있고, 또한 조직이 균일하지 못하였음을 확인할 수 있었다.

최종 선정된 컴퓨터 시뮬레이션의 입력조건을 최적화 한 후 조직을 관찰 한 결과 주조 방안 작성시 탕구 및 게이트부의 크기를 다소 크게 하여 부품에 내제되어 있는 기공이나, 각종 이물질 상태가 줄어들어 조직 상태가 다소 향상되었음을 관찰 할 수 있었다. 그림에서 볼 수 있듯이 구상화된 조직이 균일하게 나타났음을 알 수 있었다.

Photo. 4.5와 Photo. 4.6에서와 같이 개선된 미세조직을 관찰 할 수 있었으며, 구상화정도가 잘 되었음을 확인할 수 있었다. Photo. 4.1~4.2에서와 같이 페라이트의 비율이 55%, 펄라이트가 45%로 측정 되었다.

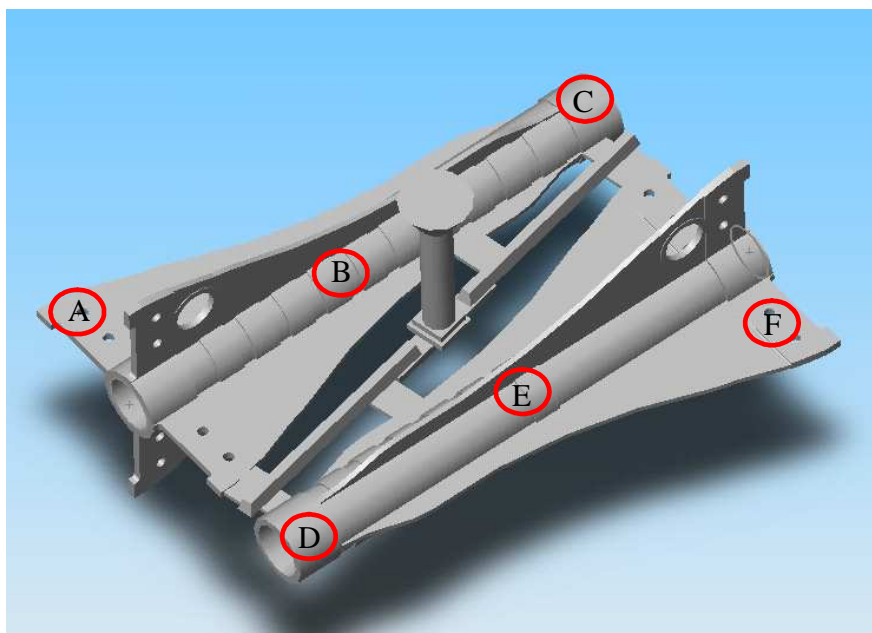


Fig. 4. 9 The experiment position of casting parts

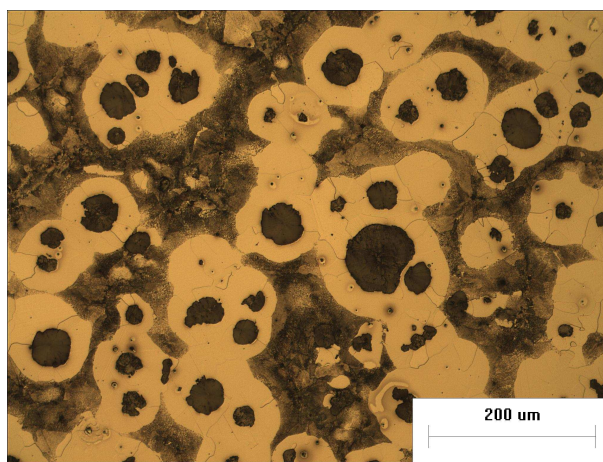


Photo. 4.1 Structure photographs in the optimization condition($\times 200$)

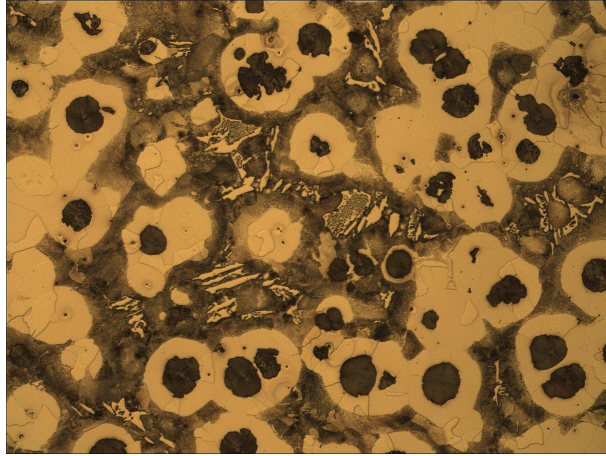


Photo. 4.2 Structure photographs in the optimization condition($\times 200$)

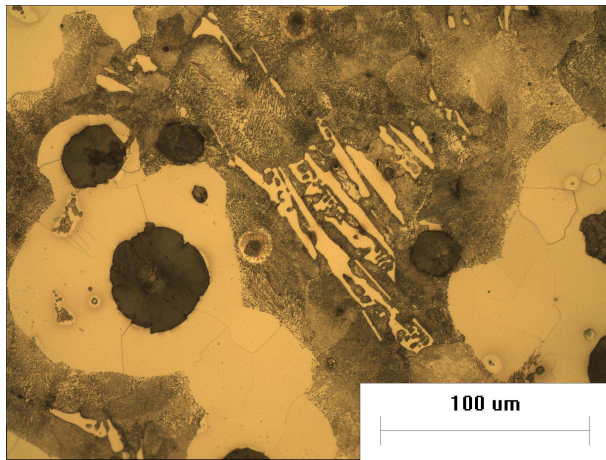


Photo. 4.3 Structure photographs in the optimization condition($\times 500$)

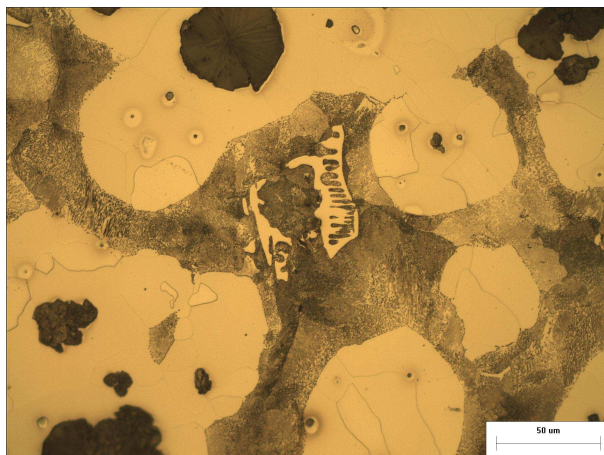


Photo. 4.4 Structure photographs in the optimization condition($\times 500$)

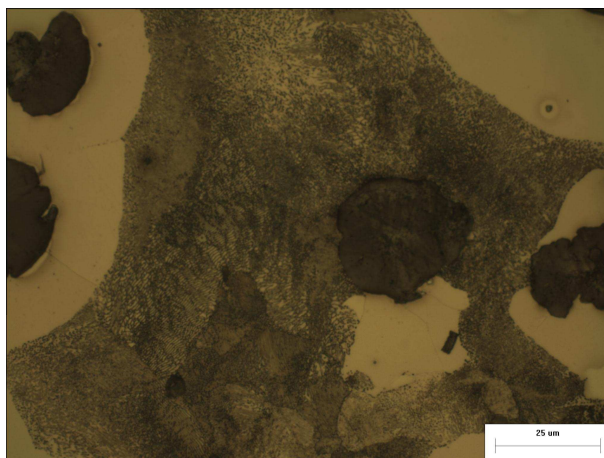


Photo. 4.5 Structure photographs in the optimization condition($\times 1,000$)

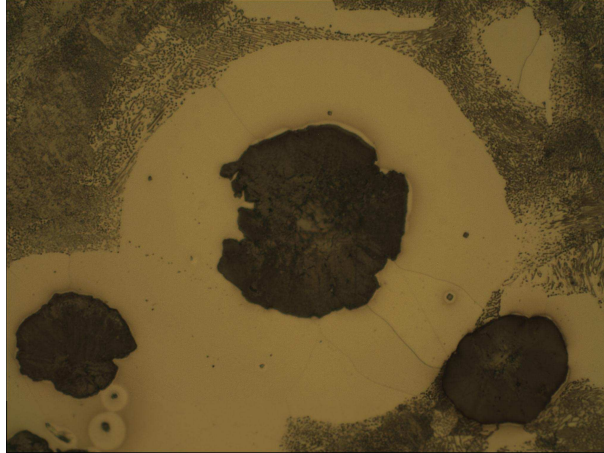


Photo. 4.6 Structure photographs in the optimization condition($\times 1,000$)

Fig. 4.4에서 표시된 A, B, C, E, F 및 G부위의 시험편을 채취하여 브리넬 경도 시험을 행하였으며, 그 결과를 Table 4.1~Table 4.3에 나타내었다. 경도시험 결과 채취한 시험편에서 최적의 주조 조건을 설정한 후 최종제품에 대한 시험결과 경도 값이 H_B 200이상으로 측정 되었다. 그 결과 각각의 위치에 따른 데이터 값의 평균 값이 거의 같게 나타났으며, 약간의 미소한 차이가 있는 것은 측정 오차에 의한 것으로 사료된다.

컴퓨터 시뮬레이션에 의한 해석의 수정과 반복 해석에 의한 최적의 주조 조건을 구하였으며, 최종 주조조건의 제품의 경도 값이 높게 나왔음을 정확히 알 수 있었다. 이것은 주조과정에서 발생하는 시행착오에 의해 발생 되는 비용, 시간 및 운영상 측면에서 현저하게 줄일 수 있으며, 선박부품의 해석결과로 제품의 신뢰성을 확보 할 수 있었다.

선박전용 곡블록 지지용 핀지그에 사용한 재료의 구상흑연 주철의 기계적 특성 측정결과 인장강도가 530.7 N/mm^2 으로 측정 되었으며, 연신율이 13% 정도로 측정 되어 주물품의 단점이 충격에 깨지는 단점을 보완 하여 인성을 부여하였다. Table 4.1은 브리넬 경도 경도시험의 측정된 결과이며, H_B 197~225정도로 측정 되었고 날개부분에서 냉각속도의 차이로 경도 값이 높게 측정되었다.

Table 4.1 Hardness test results (H_B)

	Upper Zoon	Midium Zoon	Under Zoon
A	225	215	220
B	200	200	203
C	210	203	217
D	204	205	220
E	197	204	210
F	210	218	219
Average	207.67	207.50	214.83

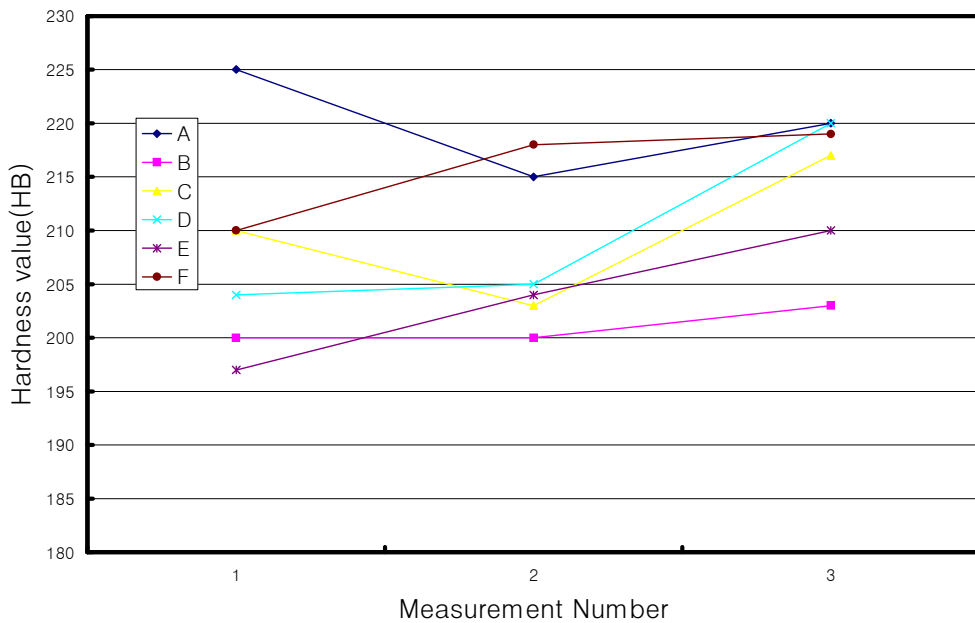


Fig. 4.10 Measurement results to the H_B hardness test

제 5장 결 론

본 연구는 선박건조용 수직하중 지지대를 구상흑연주철을 이용하여 곡블록용 핀지그 개발하였으며, 공정개선을 위한 주조과정에서의 유동 및 응고 과정에 따르는 제 현상들을 정량적으로 예측하고, 주조에서 얻은 시험편을 채취한 후 미세조직의 차이를 고찰한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 착안된 수직하중용 곡블록 핀지그 지지대 설계 및 모델링 분석결과 150ton 이상을 지지할 수 있는 안전감 있는 핀지그를 최종 설계 하였으며, 금형설계 후 주조공정을 통하여 인성을 부여한 구상흑연 주철용 곡블록용 압축하중 지지대를 개발하였다.

2. 곡블록 압축하중 지지대의 응력해석 결과 150ton하중에서도 최대 항복점 이하로 해석 되었으며, 응력이 핀지그 하부에 집중되도록 하여 날개부분에서 응력이 분산되어 안정감을 유지 할 수 있었다.

3. 100ton에서 항복강도가 최대 $1.759e7 \text{ N/m}^2$, 최소 $7.577e4 \text{ N/m}^2$ 해석되었으며, 150ton에서는 항복강도가 최대 $4.397e7 \text{ N/m}^2$, 최소 $1.894e5 \text{ N/m}^2$ 해석되어 곡블록용 핀지그를 수개를 하단에 설치하고 작업함으로 250ton 이상에서도 압축하중을 지지할 수 있으리라 판단된다.

5. 곡블록용 압축하중 지지대 시험모델을 대상으로 주조과정에서 영향을 줄 수 있는 인자들에 대하여 조사를 하였으며, 그 결과 주조 속도 및 응고과정에서 기공, 용탕 유동 및 응고에 큰 영향을 미치는 것을 확인하였다.

6. 충전해석 결과 충전 중 당회불량 등으로 인한 결함발생 가능성을 전산해석을 통해 예측하였으며, 유동속도 벡터 해석 결과 가스에 의한 기공의 발생위치가 곡블록 핀지그 하부에서 발생함을 확인 할 수 있었으며, 탕구부 게이트 크기변화를 주어 이를 해결할 수 있었다.

7. 최적의 주조조건을 선정하여 실제 제품 형상의 주조에 적용하였으며, 용탕의 온도가 1280℃~1300℃에서 최적의 유동 흐름을 알 수 있었다. 또한, 충전 완료 후 응고 진행률이 40%진행 후 급속히 응고시작 되었으며, 이때의 온도가 900℃~1100℃로 측정 되었다. 또한, 900℃이하에서는 부품의 중심부에 일정 시간동안 온도를 유지하여 부품내의 열적 안정성 및 구상흑연 주철의 조직의 안정화를 가져왔다.

8. 제작된 곡블록 핀지그 하부의 수평을 맞추기 위한 가공에 따른 비용이 추가되어 이를 개선할 수 있는 방법을 통하여 가공공정에 따른 비용을 줄이고, 핀지그 홀을 뚫을시 가공비가 많이 소요되므로 또 다른 개선점으로 지적 되었다.

9. 압축하중에 대한 성능을 평가하기 위하여 조직사진 관찰 결과 구상흑연주철 소재를 연구하여 최대 H_B 200정도의 경도 값을 얻었으며, 기계적 성질 중 인장강도 530.7 N/mm^2 , 항복강도 388.9 N/mm^2 및 연신율이 13%로 측정되어 우수한 실험결과를 얻을 수 있었다.

REFERENCES

1. 박은수, 박익근, 송성진 ; 비파괴평가공학, 학연사, (2001) 180
2. 이용 ; 비파괴검사의 기초<제1권>방사선투과검사, 세진사, (1999) 174
3. 한국비파괴검사학회, 이의중 ; 방사선투과검사, 도서출판 골드, (2001) 276
4. 일본주물협회 편, 대광서림편집부 역 ; 주물편람, 대광서림,(2000) 849, 965
5. 鑄鐵製造技術 ; 韓國生産技術研究院,(1997) 51~111, 263~308,
6. A. K. Das, "Special Features of Process Defects in Aluminum Alloy Extrusions", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 2, pp.227~233, 1988.
7. J. Zasadzinski, W. misiolek, "Estimating Optimal Speed/Temperature Parameters to Maximize Hot Extrusion Exit Speed", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 2, pp.241~246, 1988.
8. T. Sheppard, M. P. Clode, "The Origin of Surface Defects During Extrusion of AA6063 Alloy", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 2, pp.329~341, 1988.
9. M. P. Clode, T. Sheppard, "Extrusion Limit Diagrams Containing Structural and Topological Information for AA6063 Aluminum Alloy", Material science and technology, Vol. 9, pp. 313~318, April 1933.
10. A. Jackson, T. Sheppard, "Observations on Production and Limit Diagrams for the Extrusion Process", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 2, pp. 209~216, 1988.
11. A. Jackson, T. Sheppard, "Extrusion Limit Diagrams: Effect of Homogenising Conditions and Extension to Productivity Analysis", Materials science and technology, Vol. 13, pp. 61~68, January 1997.

12. O. Reiso, "The Effect of Billet Preheating Practice on Extrudability of AlMaSi Alloys", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 1, pp. 287~295, 1988.
13. R. J. Dashwood, H. B. McShane, A. Jackson, "Computer Prediction of Extrusion Limit Diagrams", Preceeding of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 1, pp. 287~295, 1988.
14. D. Ruppin, W. Strehmel, Aluminum, E285, 1983.
15. K. Takeuchi, "押出製品温渡に及ぼすテーパーヒートの効果", 軽金属, Vol. 35, No. 5, pp. 286~296, 1985.
16. K. Takeuchi, "壓出中のピレット, ダイ, コンテナの温渡上昇", 軽金属, Vol. 32, No. 12, pp. 654~661.
17. Y. Lie, Y. Yoshida, M. Inoue, T. Yamashita, "誘導加熱したピレットの温度分布解析", 軽金属, Vol. 40, No. 7, pp. 533~537.
18. C.C Tai, J.C Lin : Journal of Materials Processing Technology 84 pp. 1~12. 1998
19. J. P. Holman "heat transfer" 7th edition.
20. D.G.R. Sharma, M. Krishnan, AFS Transactions, pp. 429~438, 1991
21. Y.Nishida, H. Matsubara; British foundryman, Vol. 69, pp. 274~278, 1976.
22. E. Niyama and K. Anzai ; Material process vol. 34, No. 3, 1993.
23. Y. Yamamoto, Y. Iwata and M. Nakamura; Imono. Vol. 60, pp. 770~776, 1988.
24. L.H. Kallien, P.Bellity, F. Odor and J.C.Sturm : AFS casting congress 1992.
25. P.N.Hansen, E. Flender and J. C. Sturm : int. Conf. On Best practice in foundries 11, 1993.
26. B.H.Hu, K.K. Tong, X.P. Niu, I. Pinwill, i Journal of Materials Processing Technology 2000 Vol. 105, pp. 128~133, 2000.

27. Kelly, J. E., Michalek, K. P., O'Connor, T. G., Thomas, B. G. and Dantzig, J. A., "Initial Development of Thermal and Stress Fields in Continuously Cast Steel Billets," Metallurgical Transactions A, Vol. 19A, pp. 2589~2602, 1988.
28. Song, R., Dhatt, G. and Cheikh, A. Ben, "Thermo-Mechanical Finite Element Model of Casting Systems," International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 30, pp. 579~599, 1990.
29. Aboutalebi, M. Reza, Hasan, M. and Guthrie, R. I. L., "Coupled Turbulent Flow, Heat, and Solute Transport in Continuous Casting Processes," Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 28B, pp. 731~744, 1995.
30. J. P. Holman "heat transfer" 7th edition, 1989.
31. B.H.Hu, K.K. Tong, X.P. Niu, I. Pinwill, i Journal of Materials Processing Technology 2000 Vol. 105 pp. 128~133, 2000.
32. D.G.R. Sharma, M. Krishnan, AFS Transactions, pp. 429~438, 1991.
33. R.R Skrocki, J.F Wallace : AFS Trans, 77 (1969), 297, Cast Metals Res.J., 6 (1970), 1, 4
34. W.C Filkins, W.F. Sturke et. al. :AFS, Trans, 70 (1962), 882
35. K.D. Lakeland, L.M. Hogan : "solidification of Metals" 213
36. R.W. Heine, C.R. Loper : AFS Trans, 77 (1969), 185
37. H. Morrogh, W. Oldfield : Iron & Steel, 32 (1959), 431, 479
38. W.Kurz : "solidification of Metals" 269 Iron and Steel Inst, (1967)
39. R.P Dunphy,W.S. Pelini : Foundry 80 (1952) 1, 82
40. C.R. Loper, Jr : Trans. A.S.M. 56 (1962) 963
41. C.R. Loper, Jr, R.W. Heine : Trans. A.S.M. 56 (1963) 135
42. T. Aizawa : AFS Cast Met. Res. J. : 5 (1969) 3, 133
43. C.R. Loper, R.W. Heine, R.W. Ressler, B.H. Shah : Trans. AFS 75 (1967) 541

44. A.G. Fuller : BCIRA. J. 7(1958) 268
45. R.R. Skrocki, J.F. Wallace : Trans. AFS 77 (1969) 297
46. I. Minkoff : The solidification of Met. (1967) 251
47. D.D. Double, A Hellawell : Acta Met. 22 (1974) 481
48. S. Yamamoto, B. Chang, Y. Kawano, R. Ozaki, Y. Murakami : Metal Science
49. S. Yamamoto, Y. Kawano, Y. Murakami, B. Chang, R. Ozaki : trans. AFS 83 (1975) 217
50. S.I. Karsay, A.J. Ridley : Trans. AFS 77(1969) 151
51. W.F. Shaw, T. Watmough :Trans. AFS 77 (1969) 380
52. W.C. Filkins, W.F. Sturke, D. Matter, J.F. Wallace :Trans. AFS 70 (1962)
53. B.Lux : M.J. Lalich :The Metallurgy of Cast Iron (1975) 561
54. H.S. Carslaw, J.C. Jaeger ; Conduction of Heat in solids, Oxford University Press, 2nd Ed(1960)
55. C.C. Reynolds ; Trans of AFS., (1964) 342
56. C.T. Smithells ; metals reference Book Vol.2, Butterworth Scientific Publications. London, 571
57. K.B. Palmer ; Iron and Steel (1971), 39
58. R.W. Ruddle; The Solidification of Castings, Institute of Metals, London, (1957)
59. G. Horvay, J.G. Henzel ; Transactions of AIME, 215 (1959), 4, 258
60. Paul McIntire, Editor, Lawrence E. Bryant, Technical Editor nondestructive Testing Handbook. 2nd ed., Vol. 3, Radiography and Radiation Testing. ASNT, 1985
61. Metals Handbook. Vol.17, Nondestructive Evaluation and Quality Control. ASM. 1989
62. G.M. Dusenberre ; Heat Transfer Calculations by Finite Differences, International Textbook Co. (1961)
63. C.C. Reynolds ; Transaction of AFS(1964), 342
64. C.C. Reynolds ; Research sponsored at Massachusetts Inst. of Tech. by DCI Div. INCO(1951~1955)
65. H.F. Bishop, C.G. Ackerlind ; Trans. AFS, 65 (1957)

66. HP. Dabinin ; Metal Mold casting, 79~82
67. S. C. Lu, A. B. Rebello, R. A. Miller, G. L. Kinzel, R.Y. Yagel, "A simple visualization tool to support concurrent engineering design", Computer Aided Design, Vol.29, No.10, pp. 727, 1997.
68. Zhang Weishan, Xiong Shoumei and Liu Baicheng, "Study on a CAD/ CAE System of Die Casting", J. of Mat . Science and T ech. Vol. 63, pp. 707, 1997.
69. Shamsuddin Sulaiman and Tham Chee Keen, "Flow Analysis along the Runner and Gating System of a Casting Process", J . of Mat . Science and T ech. Vol.63, pp. 690, 1997.
70. MAGMA Gi ereitechnologie Gmbh, "MAGMASOFT User ' s Tutorial Manual". 1997.
71. N. S. Kim, C. G. Kang, " An investigation of flow characteristics onsidering the effect of viscosity variation in the thixoforming process", Journal of material processing technology Vol. 103, pp. 237, 2000.
72. 福永秀春, 粉離型劑の初期潤滑性について, Japan Die Casting Association, JD92- 04, pp. 28, 1992.
73. C. Mitterer , F. Holler , F. Ü stel, D. Heim, "Application of hard coatings in aluminium die casting - soldering, erosion and thermal fatigue behaviour ", surface and Coatings T echnology Vol.125, pp. 233, 2000.
74. G. Bar-Meir, E. R. G. Eckert, R. J. Goldstein, "Pressure Die Casting: A Model of Vacuum Pumping", Journal of Manufacturing Science & Engineering - Transactions of the ASME , Vol.118, pp. 259, 1996.
75. N. K. Nanda, K. A. Smith, V. R. Voller and K. F. Haberle, 1994, Feature-Based Design of Gates and Risers in a Casting , Applications in Materials Science and Engineering, The Minerals, Metals & Materials

Society, pp. 75-84.

76. K. G. Davis and J. G. Magny, 1991, Computer-Aided Riser Calculations for Steel Castings , AFS Transactions vol 84-174, pp. 73-82.
77. J. Runyoro, S. M. A. Boubrabi, and J. Campbell, 1992, Critical Gate Velocities for Film-Forming Casting Alloys : A Basis for a Process Specification , pp. 1-31.