



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

2012 年 8 月
博士學位論文

高效率 輕量化 EV BLDC 모터
코어部品の製造法 및 信賴性 評價

The Manufacture Method and Reliability
Evaluation of High Efficiency Weight Lightening EV
BLDC Motor Core Parts

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

姜 大 鎮

高效率 輕量化 EV BLDC 모터
코어部品の製造法 및 信賴性 評價

The Manufacture Method and Reliability
Evaluation of High Efficiency Weight Lightening EV
BLDC Motor Core Parts

2012 年 8 月 24 日

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

姜 大 鎮

高效率 輕量化 EV BLDC 모터
코어部品の 製造法 및 信賴性 評價

指導教授 車 龍 勳

이 論文을 工學博士學位 論文으로 提出함.

2012 年 4 月 日

朝鮮大學校 大學院

機械工學科

姜 大 鎭

姜大鎭의 博士學位論文을 認准함

委員長 朝鮮大學校 教授 朴昌宣 印

委員 木浦大學校 教授 金一洙 印

委員 朝鮮大學校 教授 崔秉起 印

委員 朝鮮大學校 教授 成百燮 印

委員 朝鮮大學校 教授 車龍勳 印

2012 年 6 月 日

朝鮮大學校 大學院

목 차

List of figures	I
List of tables	VI
List of photographs	VII
Nomenclatures	VIII
Abstract	XI

제 1 장 서 론

1.1 연구배경 및 목적	1
1.2 연구방법	4

제 2 장 관련이론

2.1 BLDC 모터의 동작원리 및 구조	6
2.2 희토류 영구자석의 분말야금법	9
2.3 열전달 해석	15
2.4 구조방안	20
2.5 표면처리법	38

제 3 장 실험

3.1 실험방법	43
----------------	----

3.2	코어 3D 모델링 및 설계	44
3.3	코어 열전달 해석	49
3.4	코어 구조방안	55
3.5	아노다이징 표면처리	60
3.6	기계적성질	64
3.7	현미경조직관찰	67

제 4 장 실험결과 및 고찰

4.1	분말야금해석	69
4.1.1	열전달 온도해석	69
4.1.2	열전달 Total heat flux	78
4.2	구조해석	90
4.2.1	충진해석	90
4.2.2	유동속도	95
4.2.3	응고온도 및 수축현상	100
4.2.4	유동 및 응고 열전대 분석	105
4.3	코어 성형밀도	107
4.3.1	코어 분말압축 성형	107
4.3.2	BLED 코어 밀도 측정	108
4.4	기계적성질 및 미세조직 관찰	109

제 5 장 결론

122

REFERENCES

124

LIST OF FIGURES

Fig. 2.1 Brushless direct current motor	7
Fig. 2.2 The official name of casting plan	20
Fig. 2.3 1 Dimension mesh structure	30
Fig. 2.4 Using element shape in the FDM	31
Fig. 2.5 3 Dimension mesh structure	34
Fig. 2.6 The structure of anodizing film	39
Fig. 2.7 Film of the cell structure (Keller's model)	39
Fig. 2.8 The structure of films (Murphy's model)	40
Fig. 2.9 Keller-hunter and robinson formed the model of the film	41
Fig. 2.10 Cells within the model of colloidal	42
Fig. 3.1 2D design for the BLDC core	44
Fig. 3.2 Section view A-A for the BLDC core	45
Fig. 3.3 Isometric view for the BLDC core	45
Fig. 3.4 Assembly view for stator and rotor	46
Fig. 3.5 3D design for BLDC motor	47
Fig. 3.6 3D design for rotor and stator	47
Fig. 3.7 3D design for BLDC core	48
Fig. 3.8 BLDC core geometry	49
Fig. 3.9 BLDC core finite element mesh geometry	50
Fig. 3.10 Drawing of wear specimens	54
Fig. 3.11 The pouring cup of BLDC motor core for the casting	57
Fig. 3.12 Isometric of BLDC motor core for casting	57
Fig. 3.13 BLDC motor core upper side	58

Fig. 3.14 BLDC motor core under modeling	58
Fig. 3.15 BLDC motor core under side	59
Fig. 3.16 Anodizing process	61
Fig. 3.17 Schematic diagram of the electrochemical anodizing treatment	62
Fig. 3.18 Factors wear test	65
Fig. 3.19 Schematic diagram of the wear test	66
Fig. 3.20 Test methods based on metal	68
Fig. 4.1 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 1sec ; A-type : 0°C, B-type : 0°C	70
Fig. 4.2 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 240sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.1°C	70
Fig. 4.3 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 340sec ; A-type : 7.2°C, B-type : 13.7°C	71
Fig. 4.4 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 440sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.9°C	71
Fig. 4.5 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 540sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.9°C	72
Fig. 4.6 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 640sec ; A-type : 6.9°C, B-type : 13.5°C	72
Fig. 4.7 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 740sec ; A-type : 6.7°C, B-type : 13.2°C	73
Fig. 4.8 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 840sec ; A-type : 6.6°C, B-type : 12.8°C	73
Fig. 4.9 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 940sec ; A-type : 6.4°C, B-type : 12.4°C	74
Fig. 4.10 Temperature distribution results of between maximum and minimum	

in the 1000sec ; A-type : 6.2°C, B-type : 12.2°C	74
Fig. 4.11 Transient thermal temperature A-type results	77
Fig. 4.12 Transient thermal temperature B-type results	77
Fig. 4.13 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 240sec ; A-type : 3431, B-type : 7018	79
Fig. 4.14 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 340sec ; A-type : 3362, B-type : 7146	80
Fig. 4.15 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 440sec ; A-type : 3255, B-type : 7081	81
Fig. 4.16 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 540sec ; A-type : 3149, B-type : 6915	82
Fig. 4.17 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 640sec ; A-type : 3049, B-type : 6721	83
Fig. 4.18 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 740sec ; A-type : 2960, B-type : 6515	84
Fig. 4.19 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 840sec ; A-type : 2873, B-type : 6313	85
Fig. 4.20 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 940sec ; A-type : 2787, B-type : 6109	86
Fig. 4.21 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 1000sec ; A-type : 2737, B-type : 5987	87
Fig. 4.22 Transient thermal total heat flux A-type results	89
Fig. 4.23 Transient thermal total heat flux B-type results	89
Fig. 4.24 The filling analysis results of 10%	91
Fig. 4.25 The filling analysis results of 20%	91
Fig. 4.26 The filling analysis results of 30%	92

Fig. 4.27	The filling analysis results of 40%	92
Fig. 4.28	The filling analysis results of 50%	92
Fig. 4.29	The filling analysis results of 60%	93
Fig. 4.30	The filling analysis results of 70%	93
Fig. 4.31	The filling analysis results of 80%	93
Fig. 4.32	The filling analysis results of 90%	94
Fig. 4.33	The filling analysis results of 100%	94
Fig. 4.34	The filling speed vector of 10% process	96
Fig. 4.35	The filling speed vector of 20% process	96
Fig. 4.36	The filling speed vector of 30% process	96
Fig. 4.37	The filling speed vector of 40% process	97
Fig. 4.38	The filling speed vector of 50% process	97
Fig. 4.39	The filling speed vector of 60% process	97
Fig. 4.40	The filling speed vector of 70% process	98
Fig. 4.41	The filling speed vector of 80% process	98
Fig. 4.42	The filling speed vector of 90% process	98
Fig. 4.43	The filling speed vector of 100% process	99
Fig. 4.44	The solidification temperature simulation results of 10% process	101
Fig. 4.45	The solidification temperature simulation results of 20% process	101
Fig. 4.46	The solidification temperature simulation results of 30% process	101
Fig. 4.47	The solidification temperature simulation results of 40% process	102
Fig. 4.48	The solidification temperature simulation results of 50% process	102
Fig. 4.49	The solidification temperature simulation results of 60% process	102
Fig. 4.50	The solidification temperature simulation results of 70% process	103
Fig. 4.51	The solidification temperature simulation results of 80% process	103
Fig. 4.52	The solidification temperature simulation results of 90% process	103

Fig. 4.53 The solidification temperature simulation results of 100% process	104
Fig. 4.54 Flow thermocouple temperature measurement results on the casting filling of BLDC core ; 1,500°C ~1,600°C	105
Fig. 4.55 Solidification transfer thermocouple temperature measurement results in the cooling of BLDC core ; 1,000°C ~1,600°C	106
Fig. 4.56 Core manufacture and moulding part	107
Fig. 4.57 Stator assembled moulding parts	107
Fig. 4.58 Measurement results to the density test	108
Fig. 4.59 The wear test average of A-1	111
Fig. 4.60 The wear test average of A-2	113
Fig. 4.61 The wear test average of A-3	115
Fig. 4.62 The wear test average of A-4	117
Fig. 4.63 HV hardness test zone	118
Fig. 4.64 Measurement results to the HV hardness test	119

LIST OF TABLES

Table 3.1	Statistics details of stator and rotor	46
Table 3.2	Mesh statistics details of sizing and method	50
Table 3.3	BLDC core material data	51
Table 3.4	Transient thermal initial condition	51
Table 3.5	Step controls of temperature	52
Table 3.6	Boundary conditions for the hat forging	53
Table 3.7	Specimen types and specifications	54
Table 3.8	Chemical compositions of alloy	55
Table 3.9	Anodizing conditions	60
Table 3.10	Wear test conditions	64
Table 4.1	Transient thermal temperature results	76
Table 4.2	Transient thermal total heat flux results	88
Table 4.3	A-type and B-type core molding density	108
Table 4.4	A-1 of times wear tests	111
Table 4.5	A-2 of times wear tests	113
Table 4.6	A-3 of times wear tests	115
Table 4.7	A-4 of times wear tests	117
Table 4.8	Hardness test results	118
Table 4.9	A-1 of vickers hardness test	120
Table 4.10	A-2 of vickers hardness test	120
Table 4.11	A-3 of vickers hardness test	121
Table 4.12	A-4 of vickers hardness test	121

LIST OF PHOTOGRAPHS

Photo. 3.1	The melting furnace for the casting	55
Photo. 3.2	Actual process of anodizing	63
Photo. 3.3	The specimens of vickers hardness	64
Photo. 3.4	Methods of wear test	66
Photo. 3.5	Optical microscope for the micro structure test	67
Photo. 4.1	Microstructure after anodizing of casting parts of A-1($\times 1000$) ; HNO ₃ 100, HCl 50, F 1.5	110
Photo. 4.2	Microstructure after anodizing of casting parts of A-2($\times 1000$) ; HNO ₃ 100, HCl 50, F 1.5	112
Photo. 4.3	Microstructure after anodizing of casting parts of A-3($\times 1000$) ; HNO ₃ 100, HCl 50, F 1.5	114
Photo. 4.4	Microstructure after anodizing of casting parts of A-4($\times 1000$) ; HNO ₃ 100, HCl 50, F 1.5	116

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
f_s	:	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
P_c	:	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
\bar{q}	:	Heat flow(cal/cm)
q_s	:	Density of heat flow rate (cal/cm ²)
q_1	:	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	:	Temperature(°C)
t	:	Minimum thickness of parts(mm)

T_1	:	Ideal cavity fill time(s)
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
\emptyset	:	Filling volume
$\partial T / \partial X$:	Temperature gradient($^{\circ}\text{C}/\text{cm}$)

ABSTRACT

The Manufacture Method and Reliability Evaluation of High Efficiency Weight Lightening EV BLDC Motor Core Parts

By Kang, Dae-Jin

Advisor : Prof. Cha, Yong-Hun, Ph.D.

Department of Mechanical Engineering

Graduate School of Chosun University

In the automotive sector, the future of automotive exhaust gas reducing energy sources and alternative energy technologies for electric vehicles, hybrid vehicles, fuel cell vehicles, such as the development of electric energy-based power technologies are gaining attention. If the production of electrical energy in electric cars that arise in the course of pollution effects on the combustion of a car is a fraction of the level. In addition, electrical energy, solar energy, nuclear, and hydroelectric power generation, and the presence of various cheongjeon, as well as environmental pollution caused by driving electric cars because there is very little in terms of environment and energy has a very good technical background. EV is an area which is expected to occupy 10% of the entire automobile markets in 10 years. The necessity of EV has expanded and interest in it has been increasing while environmental restrictions has been stricter due to energy and environmental issues such as reinforced standards of discharged gas, depletion of fossil fuel, and global warming. EV motor, home

electronic and industrial motor manufacturers are rushing into development of 10kw~100kw BLDC motor, an EV driving motor. As BLDC motor doesn't have brushes, it has more advantages such as less electric and mechanical noise, high-speed, high reliability, and no need of maintenance in comparison with DC and AC motors. So, although the BLDC motor is expensive, its life and efficiency is superior, there have been a number of studies on it. The BLDC motor uses a permanent magnet. Today, a rare-earth permanent magnet has become a fundamental element as its coverage is very wide. With the development of electronic industries and increase of motor output, DC motors with brush is being replaced by brushless motors and ferrite magnet is being replaced by neodymium sintered magnet as a built-in magnet. A rare-earth permanent magnet is necessarily used for development of high-performance motor needed by better performance and light-weight. To overcome this disadvantage, a rare-earth magnet is used, but it demands higher cost, 60% of the expenses of motor manufacturing.

This study manufactured BLDC motor core as an EV driving motor system and modelled the BLDC core and improved BLDC core using CAD, a three-dimensional design program. A core was molded and sampled through powdered compressed molding to measure density and hardness. for the purpose of EV lightweight BLDC core parts that can be applied to the study of EV in a paper for the development of the BLDC core, light weight and corrosion experiments were performed using the method availability.

The calculation of simulation can produce very useful and important results. The calculation data of casting process condition from the computer simulation by the Z-CAST is made to insure that the liquid metal is injected at the right velocity range and that the filling time is small enough to prevent premature

solidification. The parameters of runner shape that affected on the optimized conditions that was calculated with simple equation were investigated.

Varying the experimental conditions for anodized aluminum Boosting the value of the mechanical properties, and to verify the results of hardness and wear tests conducted by a real electric vehicle can be applied to the BLDC core parts was seeking whether Obtained the following conclusions. Therefore, the results are presented as follows:

1. A less-weight optimal modelling was performed with a use of CATIA and the weight of the core was decreased from 1.15kg to 0.99kg.
2. Five species of molded A-type and B-type were randomly extracted for density test and the two samples were almost same in molding density, 7.2 g/cm³. It was near to 7.2 g/cm³ ~ 7.5 g/cm³, mean densities of rare-earth permanent magnet, which indicates that powder compacting ability is good.
3. Five species of molded A-type and B-type were randomly extracted for hardness test. A-type was Hv=586.4, B-type was Hv=578.6. It was near to 560 ~ 650 mean hardness of rare-earth permanent magnet, which indicates that mechanical properties is good.
4. Mechanical properties of anodized specimen hardness tests carried out to confirm the results of the test specimen was measured hardness values Hv296, test conditions, process conditions, with 30 minutes with the highest value of the mechanical properties was obtained.

5. It was founded that metal mold temperature is 1600°C – 1500°C from the results of optimization casting conditions for real casting. And it found that fast coagulation began after 40% of coagulation finished after filling, and the temperature was 1200°C – $1,100^{\circ}\text{C}$. Below $1,000^{\circ}\text{C}$, the temperature was maintained for a certain period at the center of parts, which contributed to thermal stability and stability structure of BLDC motor core.

6. As a results of the filling analysis, it was predicted that the possibility of defects is founded due to bad filling and miss-run at the filling time through a computer analysis. And as a result of the flow speed vector analysis, it was confirmed that air hole appeared at the bottom of the piece due to gas and resolved by the size variation of in-gate.

As indicated in this study, if the developed BLDC core is applied for industrial fields, it is suggested that the production cost will be reduced to more than 5%~8% and motor manufacturing time can be decreased to more than 5%. Through decreasing 2% of motor weight, BLDC motor can be light-weight and production procedures can be simplified. the analysis of casting process is introduced through computer simulation, production steps of support facility parts for the BLDC motor core can be simplified and time and expense can be also saved. And, the reason of defects should be analysed to produce high-quality casting products and a theoretical analysis on physical phenomena occurring in the casting processing is needed.

Key Words : EV, Green Car, BLDC core, light weight, Rare-earth permanent magnet, Anodizing, Optimal modelling, Transient heat transfer, Filing analysis, solidification analysis.

제 1장 서론

1.1 연구배경 및 목적

최근 자동차의 화두인 그린 카는 자원의 한계와 지구 온난화 등 지구가 겪고 있는 문제의 연장선에서 연비가 높고 배출가스, CO₂ 배출량이 적은 차로 하이브리드 자동차, 연료전지자동차, 전기 자동차, 클린 디젤 자동차, 대체 연료전지자동차 등으로 분류할 수 있다. 단기적으로는 내연기관의 개선이 효율적이지만 중장기적으로는 하이브리드자동차와 클린디젤자동차, 장기적으로는 전기자동차, 연료전지자동차가 주류의 시장을 선도할 것으로 예상되고 있다. 전기자동차는 기후친화적인 모빌리티로의 전환에 있어서 핵심적인 요소에 해당된다고 할 수 있으며, 향후 한국이 산업, 경제, 지식 및 기술 분야의 선두적인 위치를 확고히 하고 동시에 확대할 수 있는 기회이자 도전이라고 할 수 있다. 전기자동차프로젝트가 성공적으로 이루어지면 2020년까지 3만개의 추가 일자리 창출이 예상된다^(1~4). 전기 자동차의 경우 전기 에너지의 생산과정에서 발생하는 환경오염 효과는 자동차의 연소에 비해 극히 적은 수준이다. 또한 전기 에너지는 태양에너지, 원자력 및 수력 등의 다양한 청전 발전 방식이 존재할 뿐 아니라, 전기 자동차의 주행에 의한 환경오염이 거의 존재하지 않기 때문에 환경 및 에너지 측면에서 매우 좋은 기술적 배경을 가지고 있다^(5~6).

세계 각국에서는 배기가스 규제 기준강화와 화석연료의 고갈, 지구 온난화 등의 에너지와 환경문제로 친환경 자동차에 대한 필요성이 환경 규제가 강화되는 가운데 크게 일어나고 있다. 이에 전기자동차^(1~2)에 대한 관심이 꾸준히 높아지고 있다. 일본과 미국에 이어 우리나라에서도 2013년 내 양산형 전기자동차 시대가 본격 개막될 예정이고, 전기자동차는 향후 10년 내에 전체 자동차 시장에서 10%를 차지할 것으로 기대되는 분야 이다. 특히 지금과 같이 국제 지구온난화 방지 대책으로 이산화탄소 규제와 배기가스 규제, 석유자원의 고갈에 따른 대체 에너지 개발과 더

불어 환경 친화적 자동차의 개발 필요성이 대두 되는 가운데, 경제 위기로 물가가 계속 오르는 시점에서 생활이 점점 더 어려워지고, 휘발유와 경유가격이 급상승하고 있는 상황에 유지비가 적은 연비 좋은 자동차를 찾는 실속형 운전자들이 많아지는 추세이다. 향후 10년 후 전기자동차가 양산화 되면 그 시장을 먼저 진출한 업체가 그 시장에서 이점을 가지며 그 시장을 선점 할 것으로 전망한다. 현재 전기자동차의 구동 모터인 10kw~100kw급 BLDC 모터^(6~8) 개발에 전기자동차 모터 생산업체 뿐만 아니라 가전 및 산업모터를 생산하는 업체들까지 제품개발 및 품질향상에 관한 연구 및 사업에 뛰어 들고 있다. 그 이유로 BLDC 모터는 브러시가 없으므로 전기적, 기계적 노이즈가 작고 고속화가 용이하며 신뢰성이 높고 유지보수가 필요 없는 등 일반 DC, AC모터 보다 전기자동차 구동모터로서 장점이 많기 때문이다. 그러기 때문에 고가라는 단점에도 불구하고 수명과 효율이 좋기에 전기자동차의 구동모터로 많이 연구되고 있다. 현재 국내외 자동차업체들이 전기자동차 대중화에 박차를 가하고 있다. 전기자동차용 BLDC모터 수명 및 효율을 향상시키기 위한 연구가 활발히 진행되는 이유이기도 하다. BLDC 모터는 영구자석이 사용된다. 오늘날 희토류 영구자석^(15~18)은 그 응용범위가 매우 넓어 중요한 기초 물질이 되었다. 각종 전자산업의 발전과 모터 출력의 증대와 함께 브러시가 달린 DC모터에서 브러리스 모터로, 내장자석 역시 페라이트 자석에서 네오뉘(Nd-Fe-B)계 소결자석으로 바뀌고 있다. 희토류 영구자석은 성능개선 및 경량화에 필요한 고성능 모터 개발에 필수적으로 사용된다. BLDC 코어는 영구자석을 사용하는데 일반적으로 페라이트 자석을 사용할 경우가 많으나 체적 당 토크가 작다. 이 결점을 개선하기 위해 에너지급이 높은 희토류 자석을 사용하는데 비용이 상당히 높아질 뿐만 아니라 모터제작비용에 약 60%를 차지한다. 희토류 금속은 세계적으로 그 매장량이 한계가 있으므로, 네오뉘(Nd-Fe-B) 소결자석의 결정입자 사이를 5 μm 에서 1.1 μm 사이즈로 작게 함으로써 보자력을 향상시켜 디스프로슘의 사용량을 절감하는 기술 등과 같은 연구가 활발히 일어나고 있다.

본 논문은 전기자동차가 대중화 단계에 진입하기도 전에 전기자동차의 고효율

구동모터 생산에 없어서는 안 될 희토류금속의 확보에 문제점들이 나타나고 있어 계획적이고 체계적인 생산, 제조 및 절감 기술 등이 연구 되어져야 할 필요가 있으며, 전기자동차용 고효율 BLDC 모터의 코어 제작시 모터의 고효율을 유지하면서 희토류를 절감하는 설계방법을 고안하였고, 희토류 분말성형 및 주조 방법을 의한 제작을 위해 CATIA, NX를 이용한 최적설계와 ANSYS, Z-CAST 전용해석 프로그램을 이용하여 과도상태 열전달해석^(31~47)하여 제작한 분말 성형한 코어의 밀도와 경도를 측정하여 코어에 대한 부품 신뢰성 검증을 실시하고, 대량생산을 쉽게 할 수 있는 주조생산방식을 적용하기 위하여 충전해석 및 응고해석을 실시하였다. 또한, 희토류 금속의 최소화를 이루고, 제품의 신뢰성을 확보하기 위하여 표면 처리의 여러 가지 방법 중 하나인 아노다이징 표면처리법 이용하여 희토류 금속표면에 산화 막을 형성시켜 표면의 경도를 증가시키고 마멸과 부식에 대한 저항성을 증가시키고자 하였다. 고효율 BLDC 모터의 저가형 코어개발 및 공정개선을 목적으로 주조과정에서의 유동 및 응고 과정에 따르는 제 현상들을 최적화된 주조방안에 의한 컴퓨터 시뮬레이션을 통하여 생산성 및 품질의 극대화를 얻고자 하였다.

1.2 연구방법

1. 전기자동차용으로 개발된 BLDC 모터의 코어를 CATIA, NX를 이용하여 제품의 성능 및 규격에 영향을 주지 않는 범위 내에서 중량 절감 모델을 제시하고 모델링 설계를 수행 하였다.

2. 회토류 금속의 중량 절감 모델과 비교 대상인 개발된 A-type 코어를 ANSYS^(23~25)을 이용하여 1000 sec간의 과도상태 열전달해석을 수행 하고 개발된 A-type의 BLDC 모터 코어의 해석결과 값과 가장 근접한 B-type 코어 모델을 선정 하였다.

3. 과도상태 열전달 해석을 수행하여 선정된 모델이 분말 압축성형^(15~17)이 가능하도록 NX를 이용하여 최적화 설계를 수행하고 A-type과 B-type 코어의 도면화 작업을 수행 한다.

4. 부품의 건진성 평가를 마친 고효율 BLDC 모터 코어를 분말압축성형 방식으로 시제품을 제작하고 5종의 시편을 랜덤으로 선정하여 밀도와 경도측정을 수행하고 비교 분석 하였다.

5. 고효율 BLDC 모터 코어의 대량생산을 위하여 주조 방안의 최적 조건이 설정 되면 시뮬레이션을 통하여 주조방안에서 일어날 수 있는 결함을 분석 예측하고, 실제 시험주조를 통하여 신뢰성을 확보하여 결함 제거를 위한 방안을 정립하고자 하였다.

6. 고효율 BLDC 모터 코어에 적용되는 주조방안에 대하여 주조 전용 상용 프로그램인 Z-CAST를 이용하여 충전 및 응고해석을 수행하고 이로써 발생하는 제품

의 결함 및 결함제어 가능성을 검토하여 최적방안을 구하고자 하였다.

7. 표면처리 공정 조건인 시간 변화에 따라 제작된 시험편을 분석하기 위하여 산화막의 두께 및 표면거칠기 실험을 실시하였다.

8. 금형주조 후 제작된 BLDC 모터 코어의 시험편을 채취한 후 조직사진 관찰 및 경도시험을 실시하여 제품의 신뢰성을 검증하였다.

제2장 관련 이론

2.1 BLDC 모터의 동작원리 및 구조

1. BLDC 모터 정의

Fig. 2.1과 같이 BLDC(Brushless Direct Current)모터는 그 이름에서 알 수 있는 바와 같이 DC모터에서 브러시 구조를 없애고 정류를 전자적으로 수행하는 모터이다. 즉 영구 자석의 위치를 홀센서 등의 전자적 센서로 검출하고 검출된 신호로 전기각을 판단하여 코일에 전류를 흘려서 토크를 발생시키는 것이다. 홀센서로 전기각을 검출하면 부가적으로 여러 가지 장점이 생긴다. 전자적으로 전기각을 검출하므로 브러시와 정유자간의 기계적인 마찰부가 없어지므로 고속화가 가능하고 소음이 감소하며 아크가 없어지므로 전자 노이즈가 감소한다. 일반적으로 DC 모터는 페라이트 자석을 사용하지만 BLDC 모터는 고성능의 희토류자석을 사용하므로 소형화가 가능하다.

2. BLDC 모터 동작원리

일반적으로 BLDC 모터를 구입하면 드라이버를 함께 구입 할 수 있다. 직접 제어를 하려는 경우에 대해서 설명한다. 먼저 모터의 U, V, W 리드선에 수십 kΩ 정도의 저항을 연결하고 저항의 반대편을 하나로 연결하여 역기전력의 중성점을 만들고 홀센서 전원단에 규정된 전압을 인가한 후 역기전력의 중성점과 홀센서 전원의 GND(-단자)를 연결한다. 홀센서 신호와 역기전력 신호를 스코프로 관찰하여 역기전력이 최대가 되는 두개의 단자에 주전원의 전압이 인가될 수 있는 로직을 구성한다. 이렇게 구성된 로직에 따라 모터의 리드선에 전압을 인가하면 모터가 회전하게 된다. BLDC 모터에서는 전기각을 검출하기 위해서 홀센서를 가장 많이 사용

한다. 홀센서에는 자속밀도에 비례하여 전압이 나오는 것과 자극이 바뀌는 곳에서 고점과 저점으로 바뀌는 Open Collector 출력 타입이 있다. 그리고 홀센서의 배치에 따라 홀센서 신호가 120°의 위상차가 있는 것과 60°의 위상차가 있는 타입이 있으나 제어기에서 로직을 변환하여 역기전력을 기준으로 하면 동일한 구동방식을 취하게 된다. 홀센서 출력상태를 조합해 보면 전기각으로 60°의 간격으로 나눌 수 있고 각각의 상태에 따라 BLDC 모터의 U, V, W 각상에 전압을 인가하면 BLDC 모터가 회전하게 된다^(1~2).

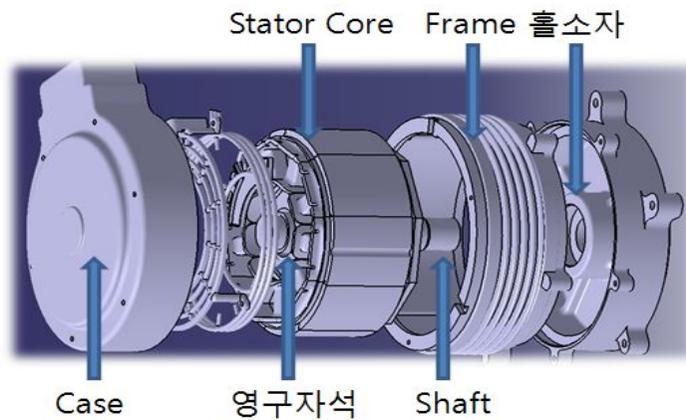


Fig. 2.1 Brushless direct current motor

3. BLDC 모터 구조

가. Outer Rotor

BLDC 모터의 외주 측으로 회전자를 배치, 모터의 내부 측면으로 회전자계를 만든다. 회전자의 관성모멘트가 크므로 정속도 주행에 유리하다. 마그네틱을 비교적 크게 할 수 있으므로 고효율 및 고폭크가 가능하다. 권선의 코일 평균길이가 짧게 되어 손실절감 및 고효율화 하기 쉽다. 단 회전자 지지기구가 복잡하고, 밀폐구조로 하기 어렵다^(3~5).

나. Inner Rotor

BLDC 모터의 내주 측으로 회전자를 배치, 모터의 외주 측으로 회전자계를 만든다. 회전자의 관성모멘트가 Outer 모터에 비하여 작다. 모터구조를 비교적 간단하게 구성할 수 있다.

다. Axial Gap

BLDC 모터 축방향의 두께를 비교적 얇게 한 원판상의 모터 회전자의 전기자를 축방향으로 나열한 구조이다. 축수간 간격이 짧기 때문에 공작의 정확을 요한다. 축수구조도 복잡하고 권선과 전기자를 분리 Slotless 구조로 하여 회전율을 저감시킬 필요가 있는 곳에서 많이 사용되고 있지만 권선의 배치정도와 권선형상의 밸런스를 작게 하여야 할 필요가 있다.

2.2 희토류 영구자석의 분말야금법

1. 희토류자석

희토류자석은 NdFeB(네오뎀) 자석과 SmCo(사마리움코발트) 자석으로 나누어진 다. 특히 NdFeB 자석의 발명은 SmCo의 강력한 자석이 나왔으나 원료가 고가이며 가격 불안정으로 타자석이 이미 개발 중이었다. 1986년에는 중국이 시장 자유화와 동시에 네오디움 자석 생산에 총력하면서 생산이 시작 되었다. 희토류원소는 17원소로 분리되나 희토류의 매장량이 세계매장량의 50%이상을 중국이 차지하고 있고, 현재생산량의 90%정도를 중국이 채광하고 세계경제불황으로 아프리카 및 호주가 고전하는 가운데 중국이 아프리카 및 호주와 같은 여러 나라들의 광산을 매입해 세계시장의 주도권을 쥐고 있다. 특히 중국정부가 희토류의 출하량을 조정하며 가격도 마음대로 책정 하고 있는 실정이다. 이 정책은 클린산업에 특히 희토류자석의 사용이 주류를 이루는 자기부상열차, 풍력발전기, 전기자동차의 구동 모터 등 그 용도는 다양하다.

가. 네오디움 자석

처음 개발 시에는 온도계수가 문제 되었으나, 지금은 동작온도 200℃까지는 가능하다. 한국은 처음 특허문제로 현재는 원가와 기술 노하우 문제로 생산하지 못하고 있다. 중국 제품이 주류를 이루고 있고, 일본은 기술로는 다소 앞서 가지만 단가가 문제시 된다.

나. 사마륨코발트 자석

현재는 Co가 가격이 비싸고 가격변동이 심해 NdFeB 자석으로 많이 전환되는 추세이다. 온도계수가 우월하여 350℃까지 사용이 가능하다. 일본에서는 High-Tech

분야에 많이 사용하고 있다.

다. 알리코 자석(주조자석)

- 본드자석 : 각자석의 분말을 수지와 섞어 만든 자석
- 알리코 본드자석: 알리코자석 제조 후 분쇄해서 수지와 섞어 성형해서 만든 자석
- 웨라이트 본드자석: 웨라이트자석 제조후 분쇄해서 수지로 섞어 사출성형해서 만든 자석
- 네오디움본드자석: 네오디움자석 제조후 분쇄해서 수지와 섞어 압축 사출 성형 하여 만든 자석
- 사마륨 본드자석: 사마륨자석 제조후 분쇄해서 수지와 섞어 압축 사출성형하여 만든 자석.

라. 고무자석

본드자석과 같이 고무에 각 자석 분말을 혼합하여 만든다. 거의가 Ferrite 고무자석. 등방성과 이방성이 있으며 Plate Type과 Strip Type등이 있고 여러 가지로 Cutting 해서 홍보물로도 사용한다.

2. 희토류 영구자석의 특징

가. Sm-Co Magnet

- 희토류 금속인 Sm과 Co를 분말 가공 성형 후 진공에서 소결시키며 연마 후 완성품을 낸다.
- 자기특성이 네오뎀자석 다음으로 우수하다.
- 전 세계적으로 Co의 매장량이 극소이므로 최근에는 Nd-Fe-B로 대체중

이고 열에 대한 안정성은 네오뉘보다 높으나 가격이 고가이다.

- 잔류자속밀도(Br) : 9.2 ~ 11.2
- 보자력(Hc) : 5.5KOe ~ 9.0KOe
- 최대 에너지적(BH)_{max} : 22MG.Oe ~ 26MG.Oe
- 밀도(g/cm³) : 7.82g/cm³

나. Nd-Fe-B Magnet

- 제조공법은 Sm-Co 자석과 유사하다.
- 자기 특성이 가장 높고 부피가 적으면서도 뛰어난 자기특성을 발휘한다.
- 가격이 Sm-Co보다 저렴하여 현재 전 세계적으로 사용량이 급등한다.
- 잔류자속밀도(Br) : 12.8 ~ 14.0
- 보자력(Hc) : 12KOe ~ 14.9KOe
- 최대에너지적(BH)_{max} : 20MG.Oe ~ 40MG.Oe
- 밀도(g/cm³) : 7.48g/cm³

3. 분말야금 제조 과정

가. 영구자석 재료의 종류 및 특성

현재 공업 및 과학기술 분야에 광범위하게 응용되고 있는 영구자석재료에는 주조자석 재료, 페라이트 자석재료, 희토류 자석재료 및 기타 자석재료 등 크게 4가지로 분류할 수 있다. AlNiCo 자석재료는 큐리온도 T_c 가 높고, 온도안정성도 좋으며 자기유도 온도계수도 낮다. 그러나 이 재료는 전략 금속인 코발트와 니켈을 다량 함유하는 문제가 있다. 그래도 20세기 60년대에 희토류 영구자석 재료가 출현하기 전까지는 그 생산량이 23,000톤 까지 증가하였다. 페라이트 영구자석 재료의 주요 장점은 원료 자원이 풍부하고 가격이 저렴하다는 것이다. 비록 자기 성능은 그리 높지 않지만 자동차 공업, 음향 통신, 가전용 기기, 사무자동화

기기 등에 광범위하게 응용되고 있으며 그 생산량은 지속적으로 증가하고 있다. Sm-Co계 영구자석 재료는 큐리온도가 높고, 온도안정성도 좋다. 그러나 Co와 Sm 금속을 다량 함유한다. Sm은 희토류 광석에서도 함유량이 적은 편이어서 가격이 비싸다. 때문에 Sm-Co계 영구자석의 응용은 제한을 받게 되고 1994년 이래 그 생산량은 매년 감소하고 있다. NdFeB계 영구자석 재료와 같은 희토류-철계 영구자석 재료는 자기 성능이 높고 전락 금속인 코발트나 니켈을 함유하지 않기 때문에 상대적으로 가격이 낮아서 광범위하게 응용되고 있으며 년평균 증가율은 20~30%로 높은 성장을 보이고 있다^(15~16).

나. 분말야금법에 의한 제조과정

(1) 원료준비

Nd-Fe-B계를 용해할 때에는 Nd 순금속(98%~99%) 또는 Nd-Fe 합금, 공업적으로 순수한 Fe, B 분말 또는 Fe-B를 사용하며, B 분말보다 Fe-B를 사용하는 것이 좋다. Fe-B의 가격이 저렴할 뿐 아니라 장입하기 쉬워서 성분 통제가 용이하여 용해하기가 편하기 때문이다. B 분말을 사용하여 540~870℃로 가열하게 되면 B 분말은 급격히 산화되어 B_2O_3 또는 이온가가 더 낮은 산화물을 생성하고 이들은 용탕으로부터 분출되거나 휘발하게 된다. 따라서 B 분말을 원료로 사용할 때에는 먼저 B 분말과 철 분말을 압축하여 덩어리로 만들어서 사용한다. 원료 덩어리의 크기와 용해 방법 그리고 장입량은 서로 연관되어 결정 된다^(17~18).

(2) 용해

희토류 영구자석 재료를 용해할 때에 가장 중요하게 지켜야 할 것은 성분을 정확히 지키고, 균질하게 용해하고 이물질이 혼입되지 않도록 하는 것이다. 희토류 원소는 활성이 크기 때문에 쉽게 산화된다. 따라서 용해는 진공 중에서 이루어져야 된다. 진공유도로 또는 진공아크로 등을 사용하여 용해한다.

(3) 분말제조

큰 덩어리의 합금 피를 일정한 입도의 분말로 파쇄하기 위하여 공정을 조 파쇄와 미분 공정의 두 공정으로 구성한다. 시차열분석 결과에 따르면 Nd-Fe-B계의 열안정성은 시료 상태에 따라 차이가 있음을 알 수 있다. 분말상태의 NdFeB 자성체는 $Nd_2Fe_{14}B$ 상을 기지로 하고 $Nd_8Fe_{27}B_{24}$ 상과 Nd 상을 제 2상으로 하고 있다. 이를 공기 중에서 가열하여 290℃ 전 후에 이르면 주상은 아직 $Nd_2Fe_{14}B$ 상이나 X-선회절에 의하면 Nd_2O_3 상의 회절선이 나타난다. 이는 Nd가 산화되기 시작함을 뜻하는 것이다. 400℃ 에 이르면 $Nd_2Fe_{14}B$ 상은 분해되어 Fe_2O_3 , Nd_2O_3 그리고 소량의 기타 상으로 변한다. 덩어리 상태의 Nd-Fe-B 시편의 경우에는 290℃ 로 가열해도 Nd_2O_3 상이 나타나지 않을 뿐 아니라 단시간이지만 700℃ 까지 가열할 수도 있다. 이는 덩어리 상태의 시편이 분말 상태에 비하여 안정성이 훨씬 높다는 것을 말해주는 것이다. 또 큰 덩어리 시편을 작은 덩어리 또는 미세 분말로 파쇄할 때 열안정성이 떨어질 수 있다는 것을 의미하기도 한다. 따라서 파쇄과정에 산화를 방지하도록 보호 매질을 사용할 필요가 있다. 파쇄시 사용되는 매질에는 휘발유, 톨루엔, 에테르 또는 기타 유기액체나 N_2 , Ar 과 같은 불활 기체 등이 있다. 파쇄 방법에는 파쇄기계를 쓸 수도 있고 수동 공구를 사용할 수도 있다. Sm-Co 자성체에 대해서는 일반적으로 60 mesh로 일차 파쇄한 뒤에 다시 미분으로 연마한다. 미세 분말로 연마하는 목적은 거친 분말 상태의 합금을 진일보 연마하여 적합한 규격을 갖게 하는 것이다. 여기서 적합한 규격이라 함은 세 가지의 뜻을 가지고 있다. 입자의 크기로서 $SmCo_5$ 합금은 $5\mu m \sim 10\mu m$, Nd-Fe-b 자성체는 $3\mu m \sim 5\mu m$ 정도이며 분말입자마다 단결정으로 하고, 분말의 입도가 균일하여야 한다. 분말 입자가 구형에 가깝고 표면이 매끈하여야 하며 결함이 적어야 한다.

(4) 성분의 통제 및 조정

희토류 영구자석 합금의 자기 성능은 화학성분에 따라 매우 민감하게 변한다. 희토류 원소는 활성이 강해서 산화되기가 매우 쉽고 따라서 합금용해나 제분 과정 중에 희토류 원소가 부분적으로 산화되는 것을 피하기 힘들다. 희토류 원소가 산화되면 합금 성분이 전이금속이 풍부한 쪽으로 이동하게 된다. Nd-Fe-B의 경우 희토류 Nd의 산화가 매우 심하기 때문

에 Nd-Fe-B 3원 상태도에서 $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B} + \text{Nd}_8\text{Fe}_{27}\text{B}_{24} + \text{Nd}$ 의 3상 구역에 있는 합금이 $\text{Nd}_2\text{Fe}_{17} + \text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ 의 상 구역으로 이동하여 합금의 자기적 성능이 매우 나빠질 수도 있다. SmCo_5 합금의 경우 가장 좋은 자성은 SmCo_5 의 계량된 성분에서 0.5 wt%의 Sm이 초과되었을 때 얻어진다. 이 초과 Sm은 0.08 wt%의 산소를 흡수하는 양에 상당한다. 희토류 원소의 산화에 의한 손실을 보상하기 위하여 통상적으로 연마 전 혹은 연마 후에 일정량의 액상을 첨가한다. SmCo_5 의 경우 액상의 성분은 60% Sm+40% Co이다. 액상합금 $\text{Sm}_{0.6}\text{Co}_{0.4}$ 합금은 액상으로 소결을 도와주는 작용을 하게 된다. 이 때문에 $\text{Sm}_{0.6}\text{Co}_{0.4}$ 합금을 액상합금이라 부른다. 액상합금의 첨가량은 합금의 성분이 36.75 wt% Sm ~ 37.0 wt% Sm과 나머지 Co에 이르도록 조정하는 데에 상응하는 양이 된다.

(5) 분말의 자장취향 및 성형

많은 단결정 분말로 소결자석을 만들 때 개개의 분말 입자의 자화용 축이 같은 방향을 취한다면 그 방향으로 자화했을 때 최대의 잔류자화를 얻을 수 있을 것이다. 분말의 자장취향 방법에는 두 가지가 있다. 하나는 수직취향이고 다른 하나는 평행취향이다. 자장의 방향과 압력의 방향이 나란할 때 평행취향이라 하며 그 압력의 방향과 자장의 방향이 서로 수직일 때 수직취향이라고 한다. 일반적으로 수직취향이 비교적 높은 취향인자를 얻는 데 유리하다. 평행취향의 경우 압력이 어느 값에 이르면 취향인자가 다소 감소하고 B_r 값도 내려가게 된다. 분말의 압축 형틀과 방향에는 5가지가 있다. 평행강형압축, 수직강형압축, 고무형틀압축, 평행강형압축+정압압축, 수직금형 압축+정압압축. 수직압축은 분위기에서 두 가지의 다른 압축성형 방법이 SmCo_5 의 성능에 미치는 영향을 나타내는 것이다. 정압 압축된 시편이 성능이 높은 경우가 많음을 볼 수 있다. X-선회절 분석 결과를 통해 밝혀진 것은 금형 압축시편의 c-축과 취향축이 15° 이내의 각을 이루는 분말의 전체 분말에 대한 비율이 50% 정도인데 비해 정압 압축한 시편은 c축이 자장취향축과 평행한 비율이 70%나 된다. 이는 정압성형이 취향 정도를 크게 개선시킨다는 것을 나타내는 것이다. 정압 압축 과정에서 압력의 크기나 자성체의 밀도에 중요한 영향을 준다.

2.3 열전달 해석

1. 질량보존 방정식

질량보존의 원리는 단순히 질량은 생성되거나 소멸될 수 없다는 것을 의미한다. 따라서 해석하는 동안에 모든 질량이 고려되어야 한다. 정상유동에서 제어체적내의 질량의 총합은 일정하다. (26 ~ 30)

$$\left(\begin{array}{l} \text{Rate of mass flow} \\ \text{into the control volume} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{Rate of mass flow} \\ \text{out of control volume} \end{array} \right) \quad (2.1)$$

질량 유동율은 밀도, 평균속도 그리고 유동에 수직인 단면적의 곱과 같다는 것을 유념하면 왼쪽 면으로 부터 제어체적으로 들어가는 유량은 $\rho u(dy \cdot 1)$ 이다. 오른쪽 면으로 부터 제어체적을 나가는 유량은 식(2.2)와 같다

$$\rho \left(u + \frac{\partial u}{\partial x} dx \right) (dy \cdot 1) \quad (2.2)$$

이것을 y방향에 대해서 반복하고 결과를 식(2.1)에 대입하면 식(2.3)을 얻는다.

$$\rho u(dy \cdot 1) + \rho v(dx \cdot 1) = \rho \left(u + \frac{\partial u}{\partial x} dx \right) (dy \cdot 1) + \rho \left(v + \frac{\partial v}{\partial y} dy \right) (dx \cdot 1) \quad (2.3)$$

정리하고 $dx \cdot dy \cdot 1$ 로 나누면 다음과 같다.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (2.4)$$

2. 운동량 보존 방정식

속도 경계층에서 미분형 운동방정식은 경계층에서 미분형 제어체적 요소에 뉴턴의 제 2운동법칙을 적용함으로써 얻어진다. 뉴턴의 제 2법칙은 운동량 보존에 대한 표현인데 식(2.5)와 식(2.6)과 같이 표현된다.

$$(Mass) \left(\begin{array}{c} \text{Acceleration in} \\ \text{a specified direction} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Net force (body and surface)} \\ \text{acting in that direction} \end{array} \right) \quad (2.5)$$

$$\delta m \cdot a_x = F_{surface,x} + F_{body,x} \quad (2.6)$$

여기서 제어체적 내의 유체요소의 질량은

$$\delta m = \rho(dx \cdot dy \cdot 1) \quad (2.7)$$

유동이 정상 2차원이므로 $u=u(x,y)$ 임에 유의하면

$$du = \frac{\partial u}{\partial x} dx + \frac{\partial u}{\partial y} dy \quad (2.8)$$

따라서 x방향의 유체요소의 가속도는

$$a_x = \frac{du}{dt} = \frac{\partial u}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial u}{\partial y} \frac{dy}{dt} = u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \quad (2.9)$$

이 된다. x방향으로 작용하는 순 표면력(net surface force)은 식(2.10)와 같다.

$$\begin{aligned}
F_{surface,x} &= \left(\frac{\partial \tau}{\partial y} dy\right)(dx \cdot 1) - \left(\frac{\partial P}{\partial x} dx\right)(dy \cdot 1) \\
&= \left(\frac{\partial \tau}{\partial y} - \frac{\partial P}{\partial x}\right)(dx \cdot dy \cdot 1) \\
&= \left(\mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} - \frac{\partial P}{\partial x}\right)(dx \cdot dy \cdot 1)
\end{aligned} \tag{2.10}$$

식(2.4), 식(2.6), 식(2.7)를 식(2.8)에 대입하고 $(dx \cdot dy \cdot 1)$ 로 나누면 식(2.10)과 같이 된다.

$$\rho \left(u \frac{\partial u}{\partial x} + \nu \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} - \frac{\partial P}{\partial x} \tag{2.11}$$

이것이 x방향 운동량 보존 관계이며 이는 x방향 운동량 방정식이다. 중력효과와 다른 체적력들을 무시할 수 있고 경계층 근사가 유효할 때 체적요소에 y방향으로 뉴턴 제 2운동법칙을 적용하면 y방향 운동량 방정식은 식(2.12)와 같이 된다.

$$\frac{\partial P}{\partial y} = 0 \tag{2.12}$$

3. 에너지 보존 방정식

어떤 과정이 진행 중인 어떤 시스템에 대한 에너지 균형은 어떤 과정 동안 시스템의 에너지 용량의 변화가 유입 에너지와 유출 에너지의 차와 같다. 에너지는 단지 열, 일 그리고 질량에 의해서만 전달될 수 있음에 유의하면 정상유동에서 제어 체적에 대한 에너지 균형은 식(2.13)과 같이 명확하게 나타낼 수 있다.

$$(\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ heat} + (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ work} + (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ mass} = 0 \tag{2.13}$$

x방향의 질량 흐름에 의해 제어체적에 가해지는 에너지 전달률은 식(2.14)와 같다.

$$\begin{aligned}
 (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ mass} &= \left[(\dot{m} e_{stream})_x + \frac{\partial (\dot{m} e_{stream})_x}{\partial x} dx \right] \\
 &= - \frac{\partial [\rho u (dy \cdot 1) C_p T]}{\partial x} dx = - \rho C_p \left(u \frac{\partial T}{\partial u} + T \frac{\partial u}{\partial x} \right) dx dy
 \end{aligned}
 \tag{2.14}$$

y방향에 대해 이것을 반복하고, 이 결과들을 더하면 질량 흐름에 의해 제어체적에 가해지는 총 에너지 전달률은 식(2.15)와 같이 결정된다.

$$\begin{aligned}
 (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ mass} &= - \rho C_p \left(u \frac{\partial T}{\partial u} + T \frac{\partial u}{\partial x} \right) dx dy - \rho C_p \left(v \frac{\partial T}{\partial v} + T \frac{\partial v}{\partial y} \right) dx dy \\
 &= - \rho C_p \left(u \frac{\partial T}{\partial u} + T \frac{\partial T}{\partial y} \right) dx dy
 \end{aligned}
 \tag{2.15}$$

체적요소에 가해지는 x방향으로의 총 열전도율은

$$\begin{aligned}
 (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\ heat, x} &= \dot{Q}_x - \left(\dot{Q}_x + \frac{\partial \dot{Q}_x}{\partial x} dx \right) \\
 &= - \frac{\partial}{\partial x} \left(- \kappa (dy \cdot 1) \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \\
 &= \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} dx dy
 \end{aligned}
 \tag{2.16}$$

이다. y방향에 대해 이것을 반복하고 이 결과들을 더하면 열전도에 의해 제어체적

에 가해지는 총 에너지 전달률은 식(2.17)과 같다.

$$\begin{aligned}
 (\dot{E}_{In} - \dot{E}_{out})_{by\,heat} &= \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} dx dy + \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} dx dy \\
 &= \kappa \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) dx dy
 \end{aligned}
 \tag{2.17}$$

물성치가 일정하고 전단응력을 무시할 수 있는 유체의 정상2차원 유동에 대한 에너지 방정식은

$$\rho C_P \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \kappa \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right)
 \tag{2.18}$$

점성 전단응력을 무시할 수 없을 때, 식(2.34)와 같이 에너지방정식을 나타냄으로서 그들의 효과가 설명된다.

$$\rho C_P \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \kappa \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \mu \Phi
 \tag{2.19}$$

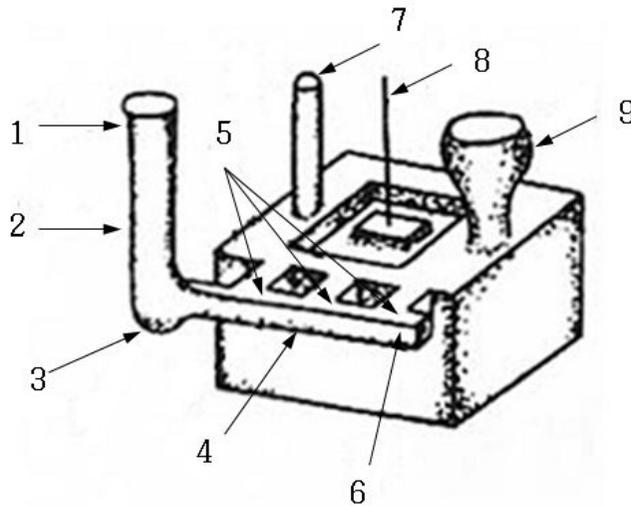
정지된 유체의 경우에 있어서 $u = v = 0$ 이고 에너지 방정식은, 기대한 것과 같이 정상2차원 열전도 방정식으로 단순화된다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0
 \tag{2.20}$$

2.4 주조방안

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, Fig. 2.2는 정상적인 주조품을 제작하기 위해서 필요한 주조방안을 나타낸 것이다.



No.	Name	No.	Name
1	Pouring cup	6	Runner extension
2	Sprue	7	Flow off
3	Sprue base	8	Vent
4	Runner	9	Riser
5	Gate, In-gate	10	-

Fig. 2.2 The official name of casting plan

1. 탕 구 계

가. 탕구계의 명칭과 역할

탕구계는 주형 내에 주입하는 용탕의 통로로, 레이들 내의 용탕을 주입하는 주입컵으로부터 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.

(1) 주형 각부의 기능

주입컵 주입 시에 레이들로부터 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.

(2) 탕구와 탕구 바닥

탕구는 주입 컵 을 통해 들어 온 용융 금속이 지나가는 첫 번째 통로로서, 단면은 원형이고, 공기의 흡입을 방지하기 위하여 그림 4-3에 나타낸 바와 같이 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.

(3) 탕도와 게이트

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 게제물을 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 연장부를 설치한다.

(4) 압탕

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 되나 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 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.

나. 탕구계의 종류

(1) 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.

- 주형 공간부에 용융 금속을 채울 수 있어야 한다.
- 주형의 침식이나 가스의 혼입을 방지하기 위하여 가능한 한 조용하고 빨리, 그리고 난류의 발생이 심하지 않도록 용융 금속이 주형 내부로 흘러 들어가야 한다.
- 주입된 용융 금속이 응고할 때 방향성 응고가 되도록 설치하여야 한다.
- 용융 금속이 탕구를 흐르는 동안 슬래그나 혼합물을 제거 할 수 있어야 한다.
- 용융 금속이 주형 내부로 흘러들어가는 속도를 조절할 수 있어야 한다.
- 주물 회수율이 최대가 되도록 설계하며, 가공비를 줄일 수 있어야 한다.

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

- 상부 게이트 : 탕도와 게이트가 주물의 상부에 설치되어 있다. 주입시 용탕의 소용돌이가 생기기 쉬우나 조형 작업이 간편하고 경제적이므로 많이 사용되고 있다.
- 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.
- 단 게이트 : 여러 층의 게이트를 사용한 것으로, 상부, 하부게이트의 단점을 보완한 것이다.

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

(2) 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.

(3) 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 때소용돌이가 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.

(4) 비가압 탕구계

탕구비가 1 : 3 : 3 또는 1 : 4 : 4 인 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. 탕구계의 설계

탕구계의 설계는 당연히 주형 내의 용탕의 흐름, 주입온도와 주입시간 즉 주입속도는 주조방안을 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.

가. 주입온도가 높을 경우

주입할 때 가장주의 해야 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.

(1) 주입온도가 높을 경우

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

(2) 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.

나. 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 있음으로 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 압당을 크게 하여 속도를 빠르게 하고, 모양이 간단하고 두꺼운 주물의 경우는 주입시간이 길게 한다. 주입시간의 계산식은 Dietert가 중량과 두께의 관계의 식을 보면

$$T = S\sqrt{W} \quad (2.21)$$

여기서 T : 주입시간

W: 주물의 무게 [Kg]

S: 주물의 살두께에 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 일때는 2.23을 사용한다.

다. 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.

$$A = \frac{W}{\alpha T\rho\sqrt{2gH}} \quad (2.22)$$

A : 주입구의 총 단면적 또는 초크단면적(cm^2)

W : 주물중량(Kg)

T : 주입시간(sec)

ρ : 용탕의 밀도(kg/cm^3)

H : 용탕의 유효높이(cm)

a : 유량계수 또는 노즐계수(0.8-0.5)

g : 중력가속도($980\text{m}/\text{sec}^2$)

라. 유효탕구높이

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

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} \quad (2.23)$$

상주입법(top gate) :

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} = \frac{2hc - 0}{2c} = h \quad (2.24)$$

하주입법(down gate)

$$H = \frac{2hc - a^2}{2c} = \frac{2hc - c^2}{2c} = \frac{h + hc - 0}{2} = \frac{h + h_1}{2} \quad (2.25)$$

3. 기본 미분 방정식

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

Fig. 2.3과 같이 1 차원의 경우,

$$\dot{q} = -K \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2-26)$$

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

Fourier 법칙에 의해 (2-27)의 열에너지 보존법칙을 수식으로 나타낼 수 있다. 시간 t 에서 $(t+\Delta t)$ 사이의 임의 영역에 축적된 열량

$$Q = Q_{in} - Q_{out} \quad (2-27)$$

(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 $C_p(\text{cal/g}^\circ\text{C})$, 온도 T (°C)가 일정하다고 가정하면, 축적된 열량 Q 는

$$\begin{aligned} Q &= (\text{시간 } t+\Delta t \text{에서의 열량}) - (\text{시간 } t \text{에서의 열량}) \\ &= \rho C_p V T^{t+\Delta t} - \rho C_p V T^t \end{aligned} \quad (2-28)$$

또, 물체사이의 거리를 x , 각각의 면적에서의 열유속이 직선적으로 변한다면 다음 관계가 성립한다.

$$Q_{in} - Q_{out} = 1 \cdot \dot{q}_a + \Delta t - 1 \cdot \dot{q}_b \Delta t = -\Delta x \frac{\Delta \dot{q}}{\Delta x} \Delta t \quad (2-29)$$

이며, 식(2-27)에 식(2-28), (2-29)를 대입하면

$$\rho C_p V \frac{T^{t+\Delta t} - T^t}{\Delta t} = -\left(\frac{\Delta \dot{q}}{\Delta x}\right) \Delta x \quad (2-30)$$

이 된다. 여기서 $V = 1 \cdot \Delta x$ 로서 무한소요소($\Delta x \rightarrow 0$), 무한소시간 증분($\Delta t \rightarrow 0$)을 고려하면 식(2-30)은

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{q}}{\partial x} \quad (2-31)$$

이 식에 식(2-31)을 대입하면 다음 열전도 기초 미분방정식이 얻어진다.

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

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad a = \frac{K}{\rho C_p} \quad (2-32)$$

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.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (2-33)$$

여기서 L 은 응고잠열(cal/g)을, f_s 는 고상율을 각각 나타낸다. (2-33)식은 상변화를 수반하는 열전도의 기본미분방정식이라 한다.

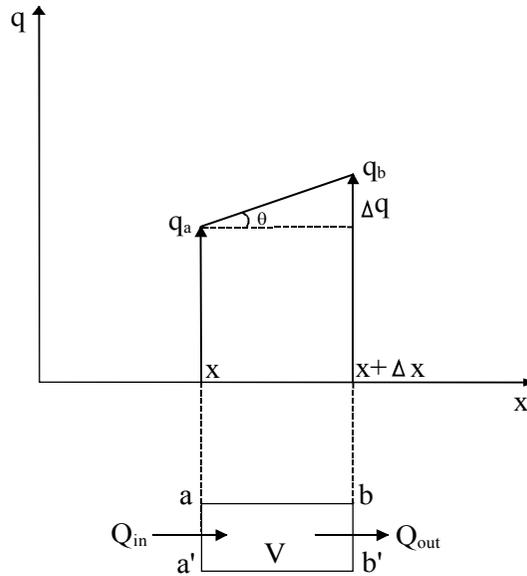


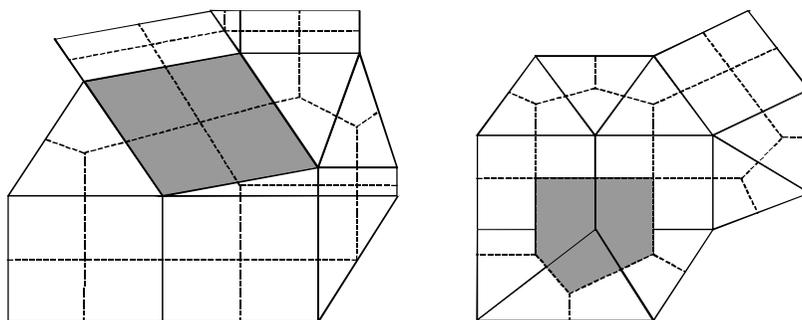
Fig. 2.3 1 Dimension heat flow model

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 마다, 장소에 대해서는 어떤 절점에 대해서 계산하고 임의의 시간과 장소에 대해서는 내삽) 또는 외삽에 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 해

를 구하는 방법은 실제 복잡한 형상의 물체에서는 어려운 점이 많다. 복잡형상에 대한 실용적 해석으로서는 유한요소법과 경계요소법이 있다. 후자의 방법은 물성치 일정의 정상문제에는 적합하나, 열처리 등의 비정상문제에는 반드시 좋지는 않다. 유한요소법은 범용성은 있으나, 열이동 문제에 대해서는 직접차분법보다 이해하기 곤란하고, 프로그램 크기도 커서 아노다이징 웨어적인 어려움이 많아 실용적이지 못하다.

종래의 수치해석법의 모두가 미분방정식을 기초로 하고 있는 것에 대하여 본 프로그램에서 사용한 직접차분법에서는 풀어야 할 계를 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 고상률 등을 절점에 있어서의 값으로 이산화하고, 절점 영역에 있어서 보존 법칙을 수식으로 표현하기 때문이다. 절점과 절점 영역의 정의 방법에는 내절점법과 외절점법이 있다. 내절점법은 Fig. 2.4 (a)와 같이 분할요소의 외심을 절점으로 하여 요소자체를 절점영역으로 한다. 그러나 외절점법은 Fig. 2.4 (b)와 같이 요소 꼭지점에 절점을 정의하고 절점 영역은 요소의 각 변을 2 등분 선으로 구성된 새로운 영역으로 한다. 외절점법은 유한요소법에 가깝고 응력해석과 유동해석에 편리하며, 내절점법은 계산시간이 짧고 컴퓨터 기억용량을 작게 차지하는 장점이 있다.



(a) Inner of node method

(b) Out of node method

Fig. 2.4 Using element shape in the FDM

Fig. 2.5는 X-Y-Z축의 임의의 6면체 요소(i,j,k)에 대한 요소 형상 및 좌표축을 나타낸 것이다. 시간 Δt 사이에 요소(i,j,k)내의 열량 변화량 Q_a 는

$$Q_a = \frac{\rho c}{\Delta t} V_{ijk}(T_{ijk}^{t+\Delta t} - T_{ijk}^t) \quad (2-34)$$

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

$$\begin{aligned} Q_b = & B_{i-1} \cdot A_{i-1}(T_{i-1}^t - T_i^t) + B_{i+1} \cdot A_{i+1}(T_{i+1}^t - T_i^t) \\ & + B_{j-1} \cdot A_{j-1}(T_{j-1}^t - T_j^t) + B_{j+1} \cdot A_{j+1}(T_{j+1}^t - T_j^t) \\ & + B_{k-1} \cdot A_{k-1}(T_{k-1}^t - T_k^t) + B_{k+1} \cdot A_{k+1}(T_{k+1}^t - T_k^t) \end{aligned} \quad (2-35)$$

로 된다.

Fourier 에너지 보존법칙으로부터

$$Q_a = Q_b$$

이므로 미지수 T_{ijk} 에 대해 정리하면 최종적으로 (2-31)식과 같이 표시할 수 있다.

$$\begin{aligned}
T_{ijk}^{t+\Delta t} = & \left[1 - \frac{\Delta t}{\rho c} \frac{1}{V_{ijk}} (B_{i-1} \cdot A_{i-1} + B_{i+1} \cdot A_{i+1} \right. \\
& + B_{j+1} \cdot A_{j-1} + B_{j+1} \cdot A_{j+1} \\
& \left. + B_{k+1} \cdot A_{k-1} + B_{k+1} \cdot A_{k+1}) \right] T_{ijk}^t \\
& + \frac{\Delta t}{\rho c} \frac{1}{V_{ijk}} (B_{i-1} \cdot A_{i-1} \cdot T_{i-1}^t + B_{i+1} \cdot A_{i+1} \cdot T_{i+1}^t \\
& + B_{j-1} \cdot A_{j-1} \cdot T_{j-1}^t + B_{j+1} \cdot A_{j+1} \cdot T_{j+1}^t \\
& + B_{k-1} \cdot A_{k-1} \cdot T_{k-1}^t + B_{k+1} \cdot A_{k+1} \cdot T_{k+1}^t)
\end{aligned} \tag{2-36}$$

식 (2-36)을 이용하여 실제 열전도 및 응고문제를 해석하기 위해서는 적당한 경계 조건의 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 열저항 없이 접촉하고 있는 경우는

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{\Delta x_1}{K_1} + \frac{\Delta x_2}{K_2}} \tag{2-37}$$

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

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{1}{h} + \frac{\Delta x_1}{K_1} + \frac{\Delta x_2}{K_2}} \tag{2-38}$$

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

$$B_{i-1} = \frac{1}{\frac{1}{ha} + \frac{\Delta x_1}{K_1}} \quad (2-39)$$

이다.

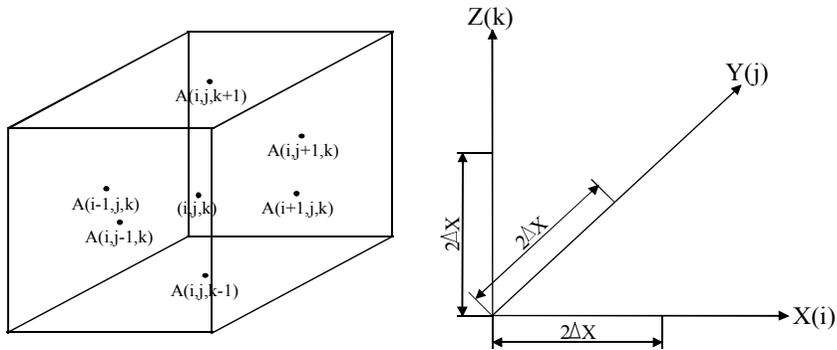


Fig. 2.5 3 Dimension mesh structure

4. 유동해석

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 두 가지 좌표계, 즉 이동좌표계와 고정좌표계를 사용하여야 한다. 유체에 대한 이산화된 이동좌표 표현방법은 개념적으로 이

해하기 쉬운데 이는 유체를 미소 요소로 세분화된 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 구별하는 것이 어렵다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위하여 이동좌표계와 고정좌표계를 효과적으로 결합시켜 사용해야 한다. 즉, 계산영역을 고정좌표계로서 분할하여 유체 이동에 관계없이 Mesh 구조를 유지하고, 각 계산셀에서의 유체속도들을 계산하고, 이동좌표계를 사용한 자유표면 추적법을 이용하여 자유표면의 위치 및 형상을 계산하여야 한다.

주조분야의 자유표면을 지닌 2차원 비압축성 유동을 해석하기 위해 이동좌표계와 고정좌표계를 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 높이함수법, 선형구획법, Marker법, VOF법 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 자유표면 영역, 유체영역 및 빈 영역으로 구분할 수 있다. 이러한 Marker법은 자유표면의 형상과 유체의 흐름을 관찰할 수 있으나 Marker입자들의 위치를 계산하기 위하여 많은 기억용량을 필요로 하며 표면장력을 설정하기 위해서는 자유표면의 곡률 반경을 설정하여야 하는데 Marker법의 특성상 곡률 반경의 계산은 어려운 실정이다. 더 나아가 복

잡한 구조물의 해석을 위해서는 비등간격 요소분할이 요구되나 현재 개발되어 있는 Marker법은 등간격만이 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.

5. 지배방정식

SOLA-VOF에서는 주형내 용탕의 유동을 3차원 비압축성, 비정상상태의 점성을 지닌 흐름으로 가정하고 직교좌표계에서 모든 비선형항을 포함시킨 Navier-Stokes방정식과 연속방정식, 열전달방정식을 원시변수의 형태로 유도하여 사용하였다. 3차원 비압축성 유체의 열유동해석에 사용된 열 및 유동해석과 연속된 응고해석에 사용된 지배방정식들은 다음과 같다.

연속방정식(Continuity equation) :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (2.40)$$

Navier-stokes 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial uu}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \nabla^2 u + g_x \\ \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial vw}{\partial x} + \frac{\partial vv}{\partial y} + \frac{\partial vw}{\partial z} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \nabla^2 v + g_y \end{aligned} \quad (2.41)$$

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

에너지 방정식

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2.42)$$

Volume of Fluid

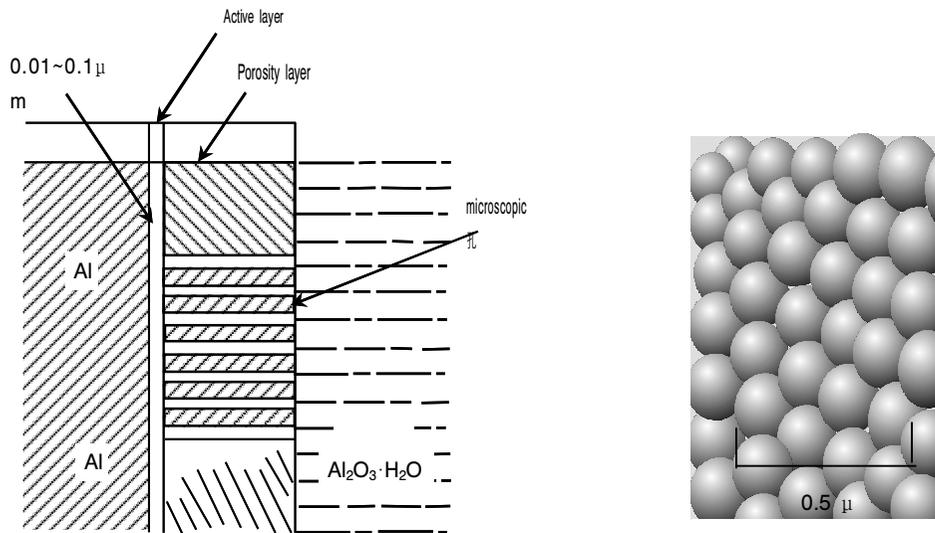
$$\frac{\partial F}{\partial t} = \frac{\partial uF}{\partial x} + \frac{\partial vF}{\partial y} + \frac{\partial wF}{\partial z} \quad (2.43)$$

여기서 v 는 동점성계수, ρ 는 유체의 밀도, g_x, g_y, g_z 는 x,y,z방향의 중력가속도, P 는 압력, F 는 유체부피분율을 나타낸다.

2.5 표면처리

표면처리는 자동차 부품 소재를 전해액에서 양극으로 하고 통전하면 양극에 발생하는 산소에 의해서 소재 표면이 산화되어 피막이 생기게 된다. 이 피막은 대단히 단단하고, 내식성이 크며 극히 작은 유공성, 섬유상이 되어 다양한 색상으로 구현할 수 있어서 내식·내마모성의 실용성과 미관상의 처리가 많다. 일본에서는 직·교류를 이용한 방법으로 많이 행하여져서 표면처리 코팅법이라고 부르며 우리나라에서는 직류 유산법이라 부르게 되었다. 일반적으로 행해지는 표면처리법인 유산법(황산법)으로 유산농도가 15~20(wt. %) 인 연질의 경우에는 20℃~30℃ 범위에서 사용되고 있으며 전압은 DC 13V~15 V 이내가 가장 많이 사용된다. 초기에는 수동으로 2V 씩 상승시켜 가다가 일정시간이 지나면 자동으로 컨트롤 할 수 있다. 초기의 안정기를 거쳐 말기가 되면 표면적에 부도체 상태가 되면서 전압은 상승하고 전류는 어느 수준까지 감소한다. 산화피막의 생성과 구조에 대해서는 미지의 점이 많으나 현재까지 알려져 있는 연구결과는 다음과 같다.

전압이 과도하면 전해액의 침식작용과 더불어 이 얇은 박막이 파괴되면서 상당한 양의 열이 발생하고, 이 열은 전해액에 의한 침식을 조장시켜 주므로 다공성의 피막이 되며 통전이 된다. 이때 생긴 발생기의 산소가 내부에 있는 Al을 산화시켜 새로운 활성 층이 생성된다. 이와 같은 것이 반복 되어 산화피막이 내부로 성장한다⁽⁷⁾.



(a) The creation of anodizing film (b) The structure of anodizing film

Fig 2.6 The structure of anodizing film

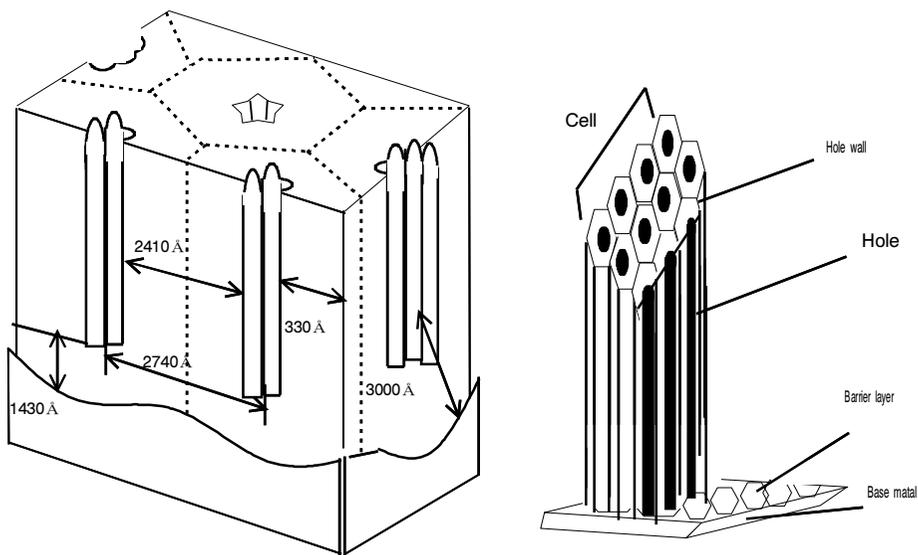


Fig 2.7 Film of the cell structure (Keller's model)

산화피막은 활성층과 외층에 파괴를 거듭해서 생긴 구멍이 있는 층 즉, 다공층으로 되어 있으며, Fig 2.6의 (a)와 같다. 이 양극산화 피막의 구조를 모형으로 표시하면 Fig 2.7~Fig 2.8과 같으며, Fig 2.6 (a)에서처럼 산화 피막은 활성층과 다공층으로 되어 있으며, 활성층은 $0.01\mu\sim 0.1\mu$ 정도고 다공층은 피막두께의 대부분을 차지하고 있다.

황산법은 어느 시간 이후는 황산의 피막용해 속도가 커서 다공층은 증가하지 않으며, 산화피막은 표면은 항상 전해액과 접하고 있고, 또 이것이 침식성을 가지고 있으므로 피막의 표층은 부스러져 가는 경향이 있다.

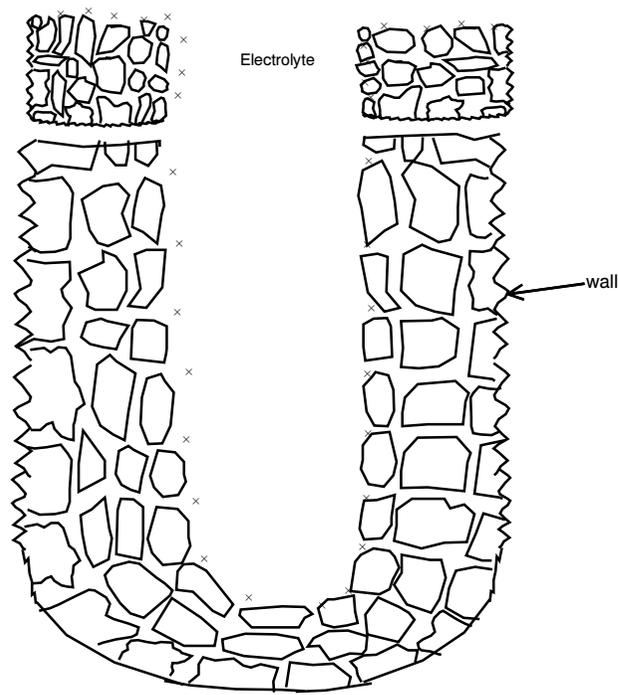


Fig 2.8 The structure of films (Murphy's model)
 (Show the application point of the electrolyte)

Fig 2.8에서 보면 우선 산화물 핵이 생긴 후에 반구(半球)의 형태를 가진 선단과 원주형 기공을 중심에 가진 원통형 세포가 형성된 후에 피막의 성장에 따라 상호 세포의 경계면이 선으로 접촉하게 되며 6각형으로 되면서 성장한다. 또한 만체스터 대학의 Wood 교수는 Fig 2.9와 같은 육각세포 내면벽이 미세한 콜로이드로 되어 있다는 설을 제안하고 있다. 다음과 같이 표면처리법 피막은 다공성이고 이 구멍 내부 또는 피막 자체가 콜로이드상태이므로 염료에 의해서 쉽게 착색이 되고 있다 (14).

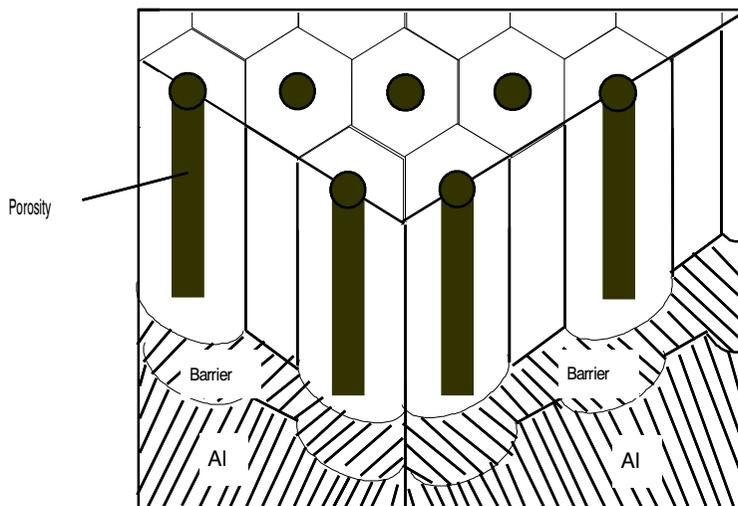


Fig 2.9 Keller-Hunter and Robinson formed the model of the film

Wood는 Keller와 Murppy모델의 절충안으로 Fig 2.10과 같이 검은 부분은 전해질 음이온을 포함하지 않은 치밀한 산화물 층으로 이루어져 있으며 둥근 집합체는 전해질의 음이온을 많이 포함하고 있는 알루미나 콜로이드 층으로 이루어져 있다고 나타내었다⁽¹⁵⁾.

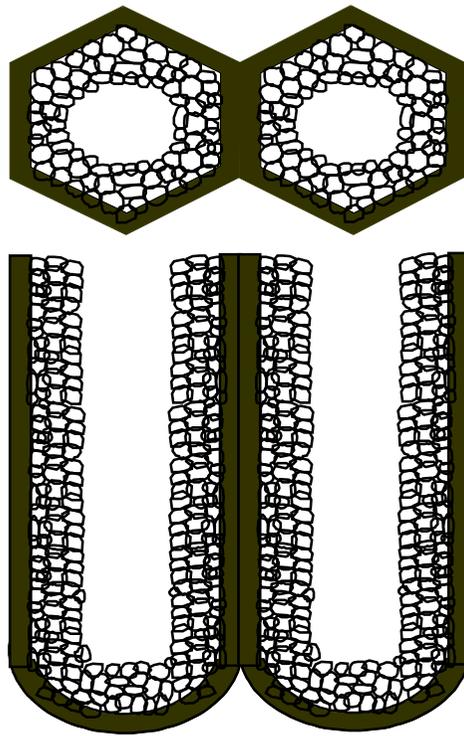


Fig 2.10 Cells within the model of colloidal

제 3장 실험

3.1 실험방법

모터의 경량화 및 고효율 구동모터를 개발하기 위하여 희토류금속의 절감 기술 등이 필요함에 따라 네오뉘(Nd-Fe-B)^(16~18) 절감을 목적으로 전기자동차용 고효율 BLDC 모터 코어를 CATIA, NX를 이용한 3차원 최적화 모델링을 수행하고, ANSYS 를 이용한 과도상태 열전달 해석수행을 통해 네오뉘(Nd-Fe-B)이 절감된 코어의 설계와 열 거동 및 건전성 분석을 A-type를 비교 대상으로 A-type과 B-type의 2가지 모델을 비교 분석하여 모델의 수정 과정을 통해 최종 선정된 최적 코어 모델을 선정한 후 코어 분말 성형후 코어의 밀도와 경도를 측정하여 네오뉘(Nd-Fe-B)이 절감된 B-type 코어 실험값과 기존 코어모델인 A-type의 실험값 및 희토류 영구자석의 기존 실험값들과 비교 분석 한다. 네오뉘(Nd-Fe-B)영구자석의 평균 밀도는 $7.2\sim 7.5\text{ g/cm}^3$ 임으로 이 범위 안에 밀도 값이 나오는 것을 목표로 실험을 실시하였다. 또한, 대량생산 및 경량화 제품을 생산하기 위하여 동일 성능의 제품을 제작하기 위하여 구조방안을 통하여 제품을 제작하고, 제품의 표면을 표면처리하여 제품의 상품성을 높이고, 그에 대한 성능검사를 실시하였다.

3.2 코어 3D 모델링 및 설계

1. 2D 모델링

Fig. 3.1은 BLDC 모터 분할 코어의 2D 설계도면이며 도면에서 보는 것과 같이 중량을 10% 줄이는 게 목표인 B-type 모델은 로터쪽으로 갈수록 두께 치수가 작아져 부품이 작동함에 따라 발생하는 열에 의한 마멸 및 강도를 필요로 함으로 이 부위에 대한 설계가 고려되었다^(11~14).

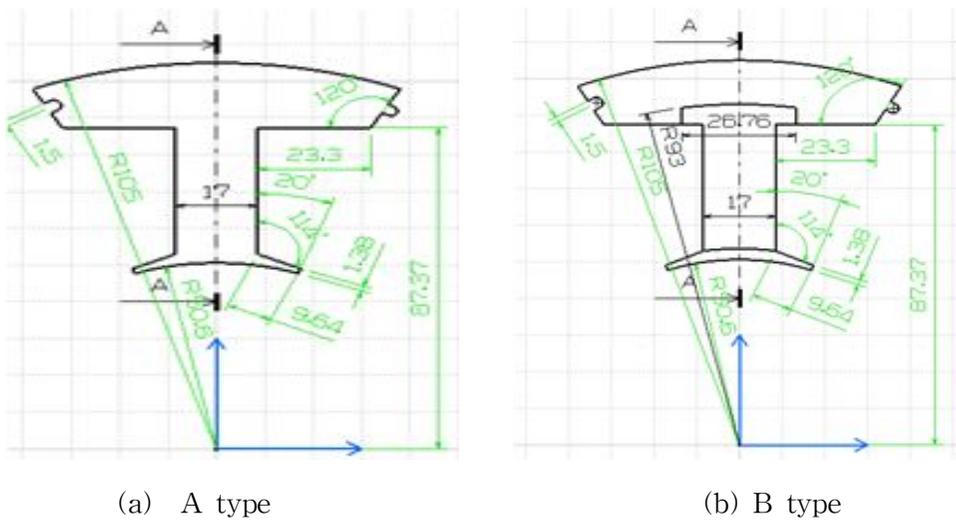
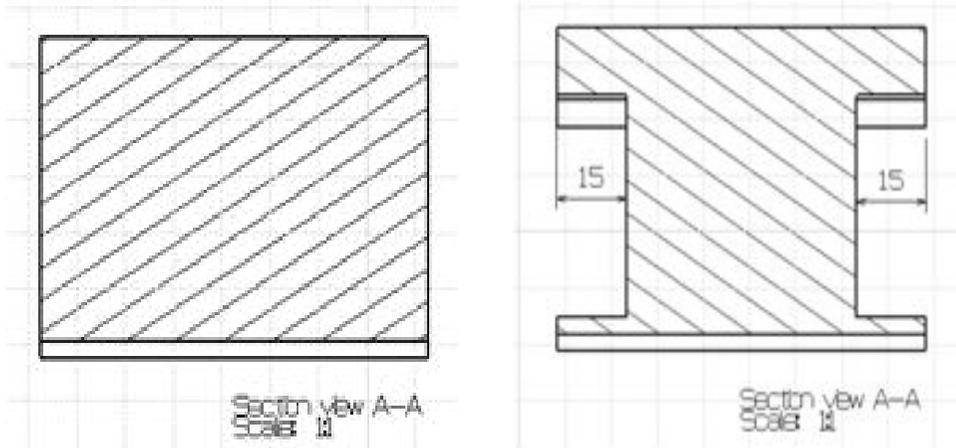


Fig. 3.1 2D design for the BLDC core

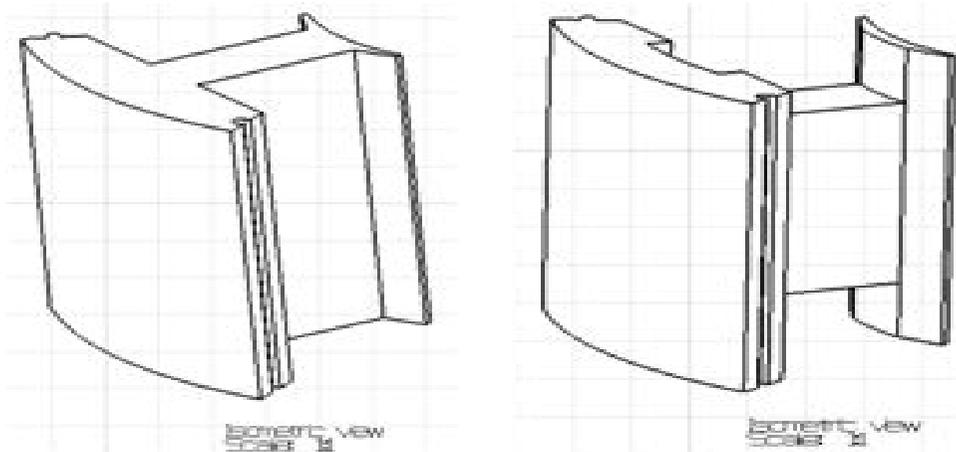
Fig. 3.2는 코어의 단면도이며 내부의 형상을 보여주고 있다. B-type은 15mm가 양쪽으로 들어간 형상으로 양면의 노치부분들이 생기기 때문에 이 부위에 대한 설계에 많은 경우에 수를 고려하였다.



(a) A type

(b) B type

Fig. 3.2 Section view A-A for the BLDC core



(a) A type

(b) B type

Fig. 3.3 Isometric view for the BLDC core

Fig. 3.3은 A-type과 B-type의 코어형상을 2D상에서도 보기 쉽게 Isometric view로 나타내었고 A-type의 BLDC 코어는 기존 10kw급 전기자동차 구동모터로 개발된 부품이고 B-type는 현장에서 제품단가를 줄이기 한 방안으로 제시한 희토류 절감 모델이다.

Fig. 3.4는 로터와 코어의 조립위치를 보여주고 있으며 Table 3.1은 로터와 스테터의 스펙을 보여주고 있다.

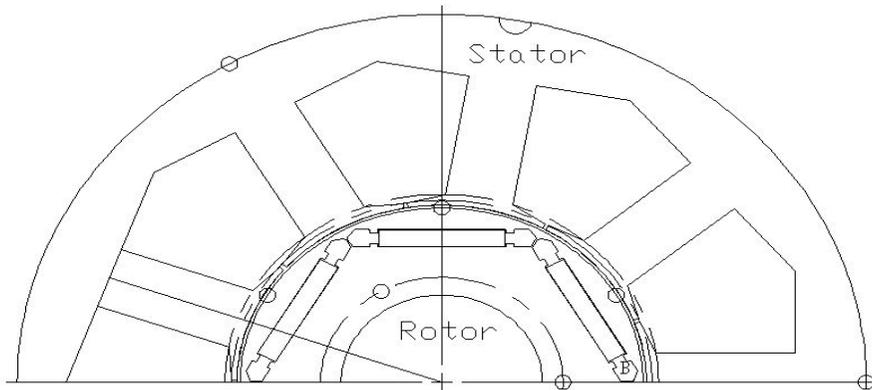


Fig. 3.4 Assembly view for stator and rotor

Table 3.1 Statistics details of stator and rotor

Components	Parameters	Values (mm)
Stator	Outer Diameter	210
	Thickness	80
Rotor	Outer Diameter	99.6
	Thickness	80
	Air gap	1

2. 3D모델링

NX와 CATIA을 사용하여 BLDC 모터 부품들을 모델링하고 전체부품을 조립한 모습을 Fig. 3.5~ Fig. 3.7 에서 보여주고 있다.

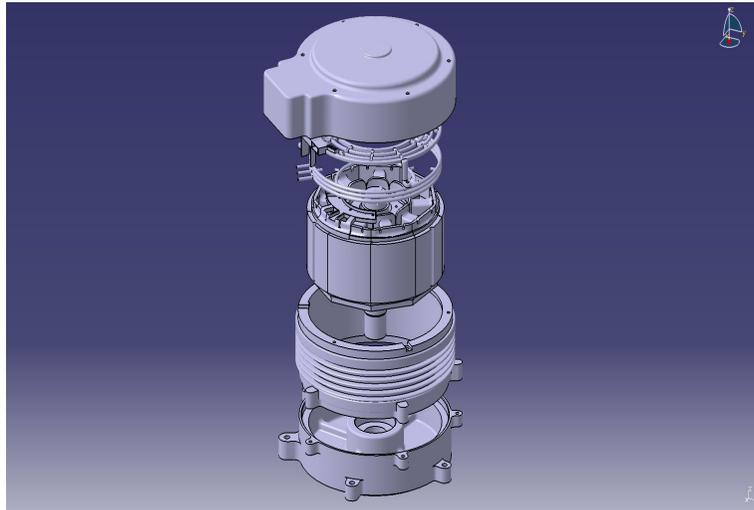


Fig. 3.5 3D design for BLDC motor

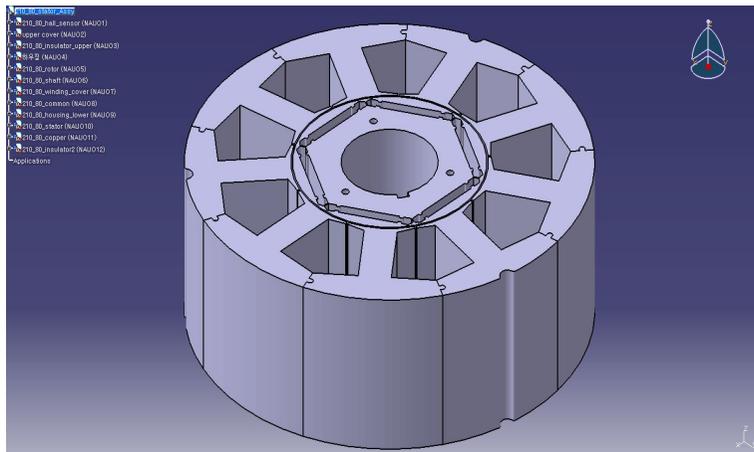
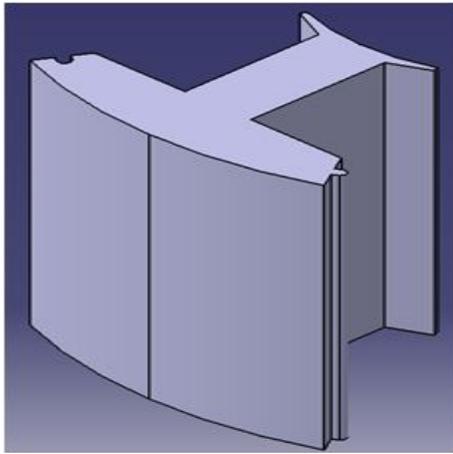
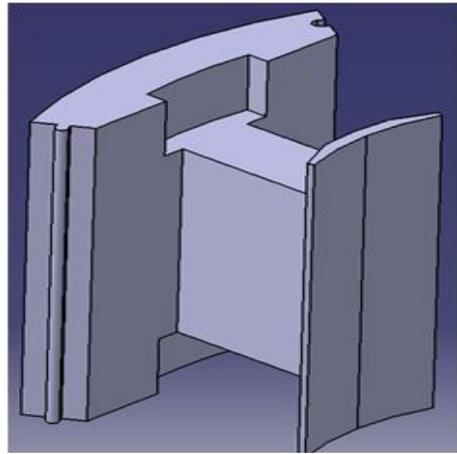


Fig. 3.6 3D design for rotor and stator



(a) A type



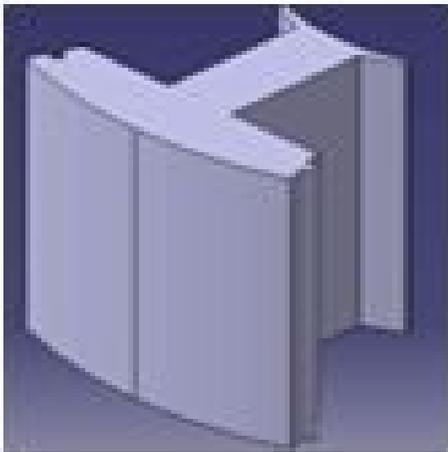
(b) B type

Fig. 3.7 3D design for BLDC core

3.3 코어 열전달 해석

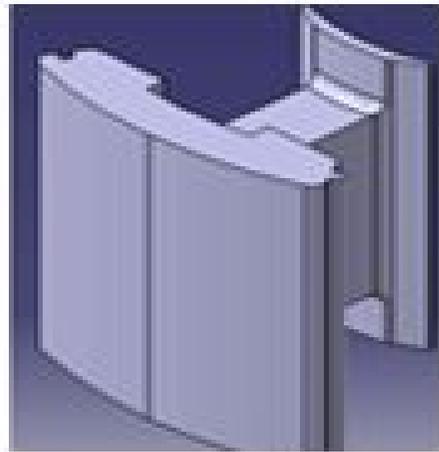
1. 형상

유한요소 해석을 위하여 ANSYS 해석 프로그램을 사용하고 모델링, 해석타입, 재료물성치 정의, 격자생성, 구속조건정의, 해석, 결과검토 순으로 작업을 수행 한다. 유한요소 해석에서 실제 구조물을 모델링하는 방법은 자체의 모델링 기능을 이용하거나 CAD 데이터를 불러오는 방법이 있다. 여기서는 Fig. 3.8과 같이 A-type은 1.15 Kg이고, B-type은 0.99 kg으로 최적화된 모델링 그림이다.^(11~12).



BLDCCore Mass1.15 kg

(a) A-type



BLDCCore Mass0.99 kg

(b) B-type

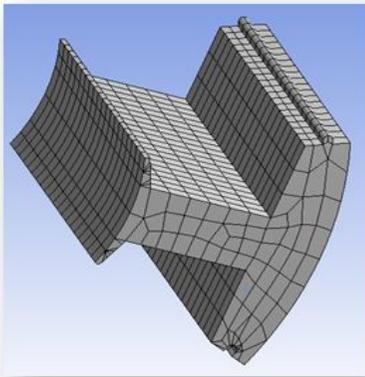
Fig. 3.8 BLDC core geometry

2. 격자

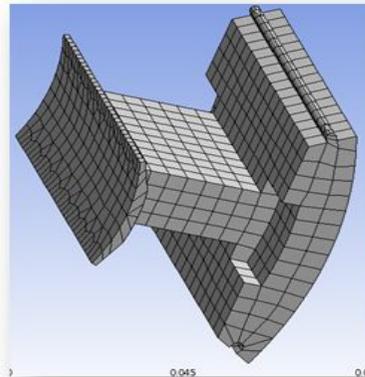
Fig. 3.9에서 보는 바와 같이 삼각형 오토격자가 아닌 사각형 격자로 격자 컨트롤을 하여 최적의 Node와 Element를 결정하였다. Table 3.2가 격자 크기 조정 값과 방법에 대해 보여주고 있다^(26 ~ 29).

Table 3.2 Mesh statistics details of sizing and method

(a) A-type		(b) B-type	
Statistics		Statistics	
Nodes (ea)	9,060	Nodes (ea)	8,868
Elements (ea)	1,740	Elements (ea)	2,284
Element Size (mm)	5	Element Size (mm)	5
Method	Sweep/ (SND:20)	Method	Hex Dominant



(a) A-type



(b) B-type

Fig. 3.9 BLDC core finite element mesh geometry

3. 열전달

가. 물성치

유한요소 모델로 생성한 후에 실제 모델의 재질을 정의해 주어야 하고 동일한 형상의 모델이라도 그 재질에 따라 여러 가지 기계적 성질이 달라진다. 또한 같은 금속이라도 재질의 종류 열처리 상황에 따라서 물성치 값이 달라질 수 있다. 따라서 해석을 수행하기 전에 Table 3.3과 같은 희토류영구자석의 물성치(열전도율, 밀도, 비열)를 정의하였다(19 ~ 22).

Table 3.3 BLDC core material data

Thermal Conductivity (W/mC)	10
Density (kg/m ³)	7480
Specific Heat (J/kgC)	350

나. 초기 온도조건

해석타입으로 1000sec 간의 과도상태 열전달 해석을 수행 시 BLDC 코어를 분말 압축성형 할 때 금형에서 빠져 나 올 때의 온도가 150℃이다. Table 3.4에서 처럼 초기 온도 조건으로 150℃을 주었다(19 ~ 22).

Table 3.4 Transient thermal initial condition

Initial Temperature	Uniform Temperature
Initial Temperature Value(℃)	150

다. 열전달 해석조건

(1) Temperature analysis settings

초기 150℃인 BLDC 코어를 자연대류 상태에서 1000sec동안 과도상태 열전달 해석을 수행하고 Temperature와 Total heat flux의 해석을 수행 하였으며, 그에 대한 온도 조건은 Table 3.5와 같다.

Table 3.5 Step controls of temperature

Steps	Time(s)	Temperature[℃]
1	0	150
	1	
2	1.01	150
3	100	
	1000	150

(2) Convection analysis settings

대류 열전달률은 뉴턴의 냉각법칙으로 표시된다. $Q=hA(T_s-T_\infty)[W]$ 여기서 h 는 대류 열 전달계수로서 $W/m^2 \cdot c$ 이며, A 는 대류 열전달이 발생하는 면적, T_s 는 물체 표면온도, T_∞ 는 유체의 온도이다. 대류 조건은 Table 3.6과 같다.

Table 3.6 Boundary conditions for the hat forging

Steps	Time(s)	Convection Coefficient [W/m ² °C]	Ambient Temperature [°C]
1	0	0	25
	1		
2	1.01	5	25
3	100		
	1000	5	25

온도 조건과 마찬가지로 3단계를 주고 1단계는 1초까지는 대류계수와 주위온도를 0과 25의 값을 입력하는 게 아니라 비활성화를 시켰으며, 이유는 초기 온도가 1초까지는 150°C를 가지고 있어야 하나 대류계수와 주위온도 조건을 1초간 부여 하면 초기 온도를 유지할 수 없이 해석이 수행이 되기 때문에 이때는 비활성화를 시켜 1초간은 아무런 영향을 미치지 못하게 하였다. 그리고 2단계와 3단계에서 대류열 전달 계수는 5W/m²°C주고 주위온도는 25°C로 하였다.

시험편 제작은 Fig 3.10과 같이 $\varnothing 30\text{mm} \times \text{H}10\text{mm}$ 원기둥 마모시험 시험편을 사용하였다. 표면거칠기는 표면처리법으로 처리된 시편의 표면거칠기 값과 비슷하게 시편 연마작업을 통해 약 1 μ 로 하여 실험을 실시하였다.

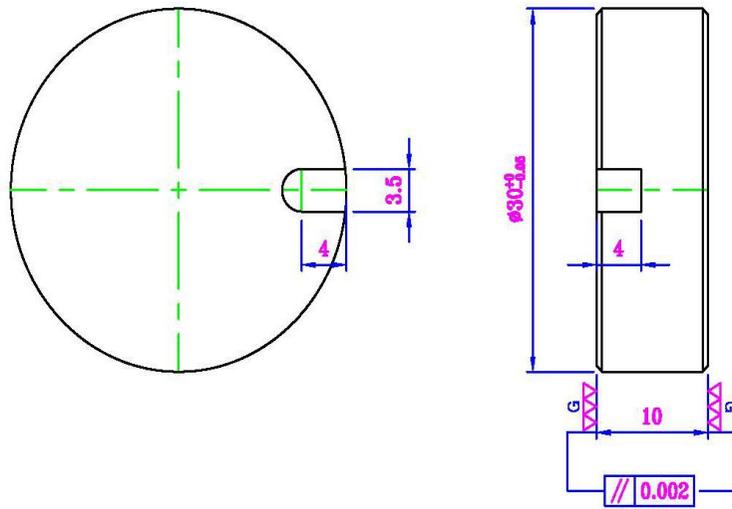


Fig 3.10 Drawing of wear specimens

Table 3.7은 각 시험별로 시험편을 정리해 놓았다. 각각의 시험편을 이용하여 마모시험을 실시하고, SEM(JEOL. CO., JSM 840-A)을 이용하여 두께 측정 과 비커스 경도 시험(SEJIN Ltd. SJTB-013)을 실시하였다.

Table 3.7 Specimen types and specifications

Specimens	Methods(min)	Size(mm×mm)	Notes
A-1	15	∅30 × H10	Surface treatment
A-2	20	∅30 × H10	Surface treatment
A-3	25	∅30 × H10	Surface treatment
A-4	30	∅30 × H10	Surface treatment

3.4 코어 주조방안

Photo. 3.1의 용해로(MUNGJIN Ltd. 100kw)는 사용온도 범위가 1,300℃~2,000℃이며, Table 3.8은 사용한재료의 화학조성이다. 본 해석에서는 전산해석을 위해 소재물성 데이터를 입력하였으며, 주조재로서 유동성이 좋고, 응고 중 등온변태에서 나타나는 급랭으로 인해 조직이 미세화 되는 등의 특성을 가지고 있어 정량적인 해석이 아닌 전형적인 유동 및 응고패턴을 보여주는 정성적인 해석에 적절할 것으로 판단하였다.



Photo 3.1 The melting furnace for the casting

Table 3.8 Chemical compositions of base metal

(wt. %)

Nd	Fe	B	Dy	-
21	76.42	1.08	2.8	0.7

전산해석의 충전 및 응고 해석에 이용되는 지배방정식은 유체의 흐름과 열전달에 대하여 질량, 운동량, 에너지보존법칙으로 나타낼 수 있으며, 유동해석은 Navier -Stokes 방정식에 의해 하였으며, 열 유동해석은 Fourier's 방정식에 의해 수행되었다.

주조전용 상용 소프트웨어인 Z-CAST의 전반적인 해석 과정은 전처리 과정, 요소분할 과정, 시뮬레이션 과정, 후처리과정으로 크게 4단계로 구분된다. 전산해석을 위해 현재 양산중인 주조방안을 기준으로 UG NX CAD SYSTEM을 이용하여 3차원 솔리드 모델링을 하였으며, Z-CAST에서 인식 가능한 STL(stereo lithography) 화일로 변환하여 각 재질군을 생성 하였다. 전처리 과정을 통해 각각 변환된 STL file로부터 주조폼, 탕도, 게이트 및 라이저에 대하여 가상 열전대 등은 Z-CAST의 전처리기의 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, Max(다각형의 각 축 방향의 최대길이), Min(다각형의 각 축 방향의 최소길이), Uniform(축 방향으로 메쉬 길이가 균등하도록 분할), Nonuniform(축 방향으로 메쉬 길이가 불균등 하도록 분할)으로 축 방향 별로 메쉬의 최대 및 최소길이를 지정하게 된다.

Fig. 3.11은 용체를 넣는 입구의 형상이며, Fig. 3.12~Fig. 3.15는 최적의 주조방안을 제시하기 위하여 모델링 하였으며, Fig. 3.12는 아이소메트릭, Fig. 3.13은 상면도, Fig. 3.14는 배면도로 현장에서 실시하고 있는 주조방안을 이용하였고, BLDC 모터 코어의 코일 감는 부의 최적화로 형상을 달리하여 주조방안을 제시하였다. BLDC 모터 코어를 해석하기 위하여 더욱 세분화하여 차등적으로 요소 분할하였으며, BLDC 모터 코어 부품의 요소가 생성된 결과와 각 부품별의 요소 생성크기는 제품은 4,505,300개의 삼각형 요소분할을 하였다.

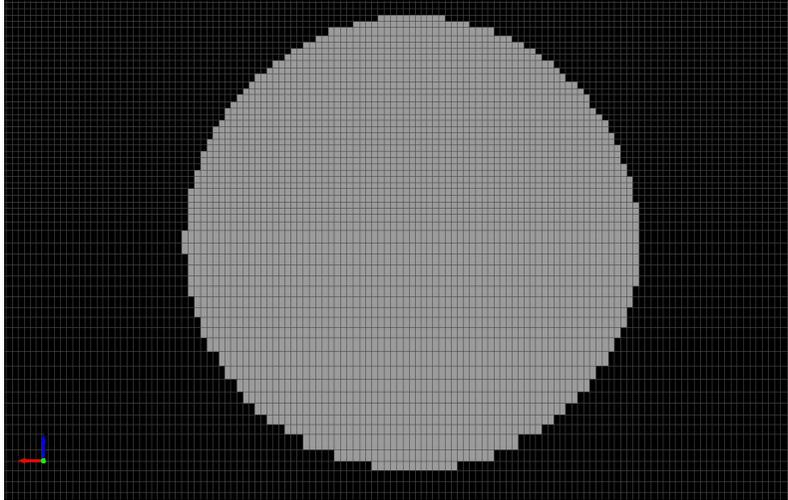


Fig. 3.11 The pouring cup of BLDC motor core for the casting

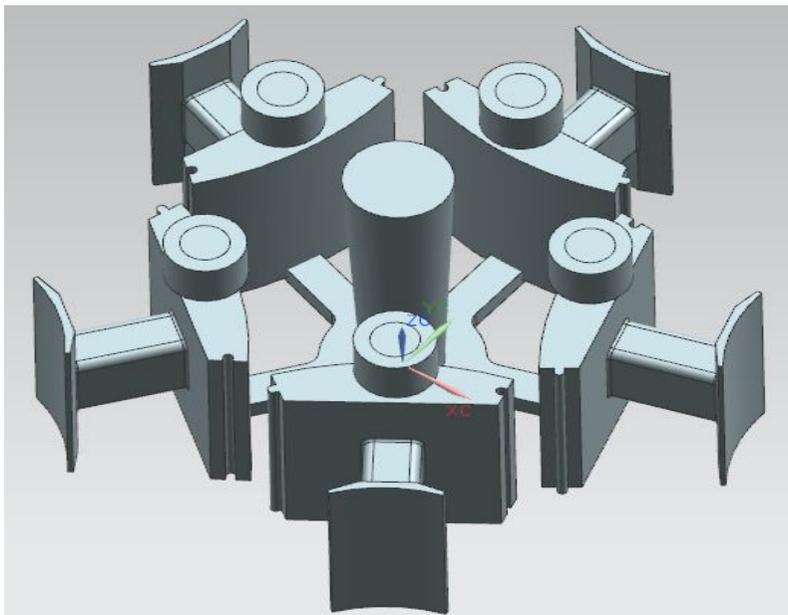


Fig. 3.12 Isometric of BLDC motor core for casting plan

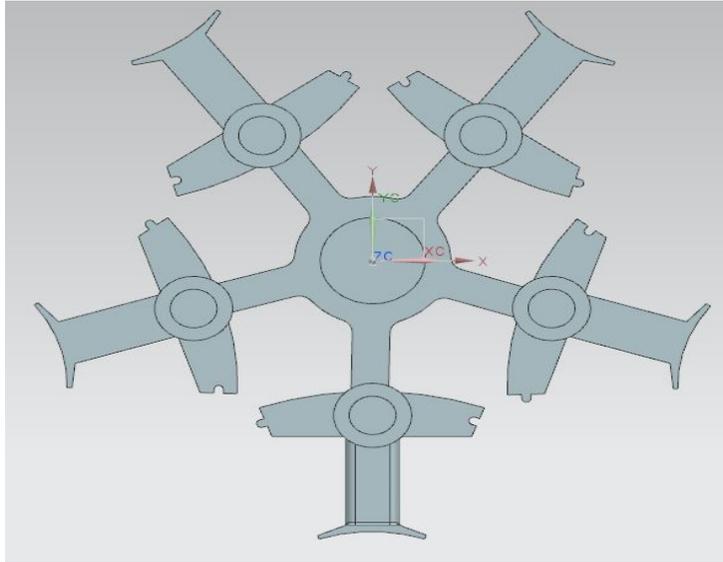


Fig. 3.13 BLDC motor core upper side

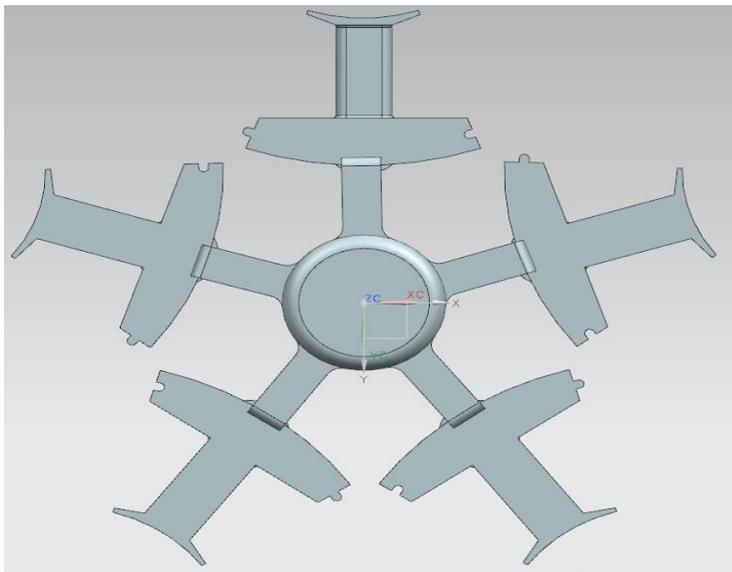


Fig. 3.14 BLDC motor core under modeling

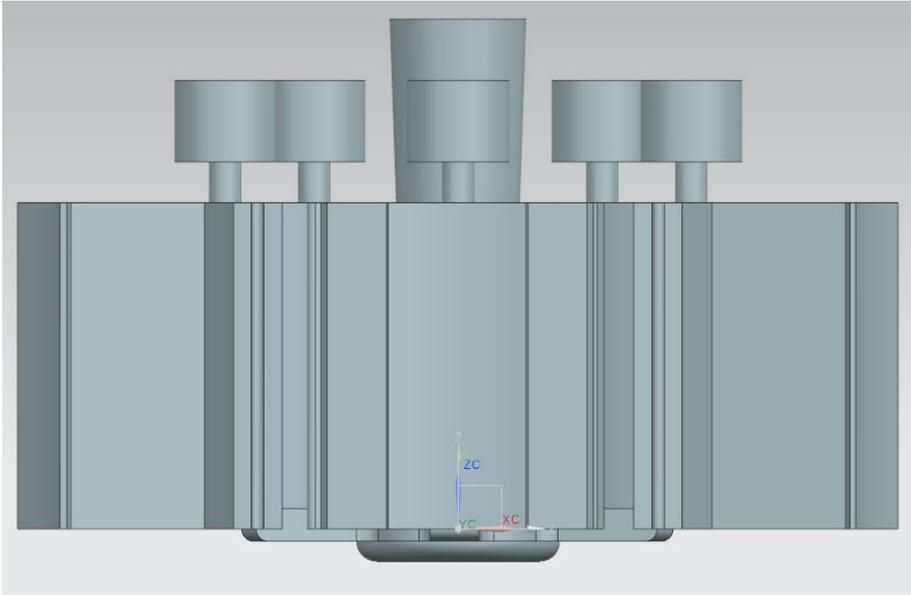


Fig. 3.15 BLDC motor core under side

3.5 아노다이징 표면처리

본 실험에서 행하는 아노다이징 표면처리법은 유산농도가 15~ 20(wt %) 연질인 경우에는 20℃~30℃ 범위에서 널리 사용되고 있으며 전압은 DC 13V~15 V 이내로 하였다. 초기에는 수동으로 2V씩 상승시켜 가다가 일정시간이 지나면 자동으로 컨트롤할 수 있다. 이것은 초기에는 안정기를 거쳐 말기가 되면 표면적에 부도체 상태가 되면서 전압은 상승하고 전류는 어느 수준까지 감소하는 것을 의미한다. Table 3.8은 본 실험에서 표면처리 조건을 제시 하였으며, 15min, 20min, 25min, 30min 각각 시간에 따라 4종류의 시편을 제작 하였다.

Table 3.9 Anodizing conditions

Density (wt%)	Temperature	Voltage	Current density	times	SpCIMens
25%	20℃~ 22℃	DC 15V	DC 3A/dm ²	15min	A-1
				20min	A-2
				25min	A-3
				30min	A-4

Fig 3.16은 아노다이징 표면처리 공정으로 피막공정 전에 오염물이나 산화물이 남아 있거나 공정간의 이동시간이 길어지면 다시 오염이나 산화가 될 수 있다.

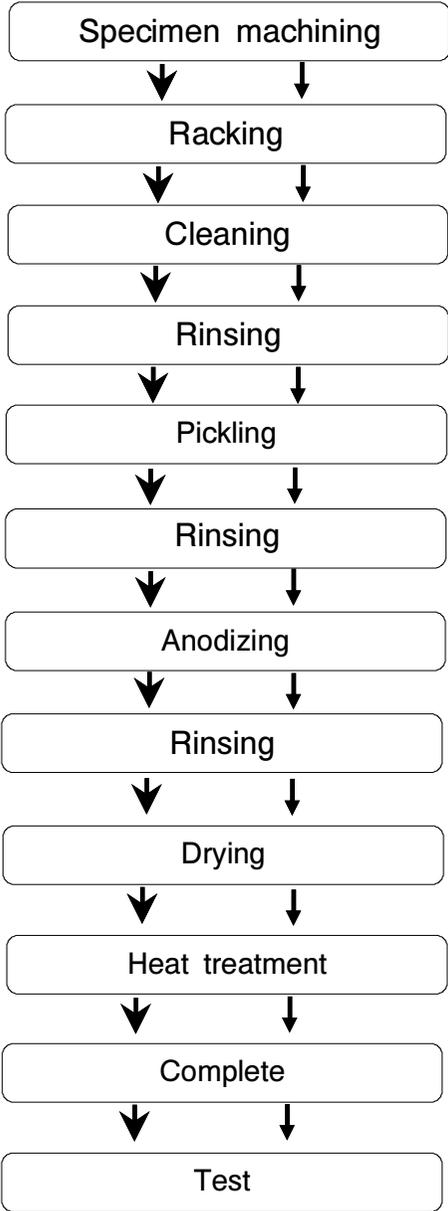
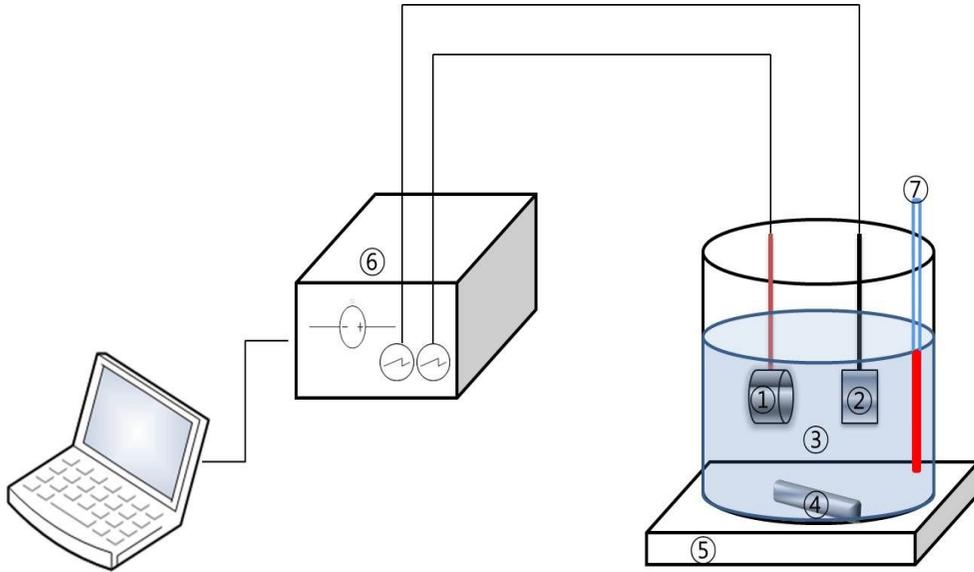


Fig 3.16 Anodizing process

Fig 3.17는 아노다이징 표면처리법 공정도 이다.



No.	List
1	Al6061 anode
2	Pt cathode
3	Electrolyte
4	Magnetic bar
5	Stirrer
6	DC Power supply
7	Thermometer

Fig 3.17 Schematic diagram of the electrochemical anodizing treatment

Photo 3.2에서와 같이 (a)는 아노다이징 표면처리법 공정에서 직류 전류를 공급하는 역할을 하는 장비(Fine power Ltd., F-series model)이다. (b)는 황산수용액으로 황산과 증류수를 2 : 8 비율로 희석시켜 사용하였다. (c)에서 (-)는 Pt로 (+)는 실험에 모재와 같은 소재로 만든 지그(Jig)를 체결한 그림이며, (d)는 아노다이징 표면처리법 공정 그림이다.



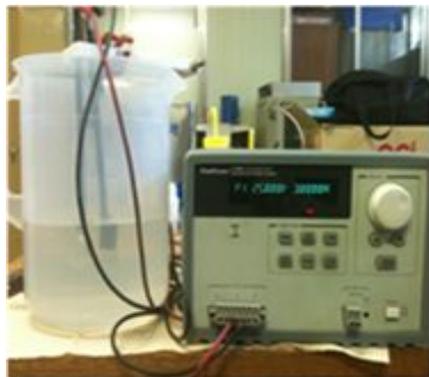
(a) DC power supply



(b) SO₄H₂ aqueous solution pour



(c) Specimen preparation



(d) Anodizing process

Photo 3.2 Actual process of anodizing

3.6 기계적성질

Photo 3.3은 표면의 경도를 측정하기 위한 경도 시험(SEJIN Ltd. SJTB-013) 이다. 시험편에 압자가 50g의 하중을 10초 동안 유지한 후 압흔을 현미경으로 관찰하였으며, 같은 부위를 5회 실시하여 평균값을 측정하였다.

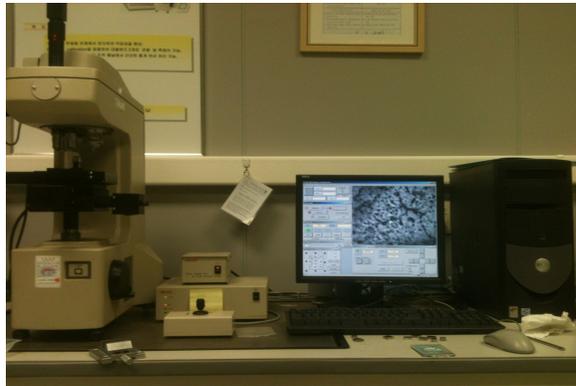


Photo 3.3 The specimens of vickers hardness

마모 실험은 아노다이징 표면처리법 산화층이 증착된 시편을 지름 30mm, 두께10mm 인 디스크 형태로 제작하고, 강구로 된 마모상대재와 표면처리법 처리된 시편을 Ball-on-dick 타입으로 수행하였다. 마찰환경은 건마찰 실험으로 미끄럼 속도는 50 RPM으로 고정하였으며, 접촉 하중은 1kg으로 하고 100초 동안 유지 하였으며, 시험편 각각 7개씩 실험을 하여 가장 큰 값과 가장 낮은 값을 제외한 평균값을 측정하였다.

Table 3.10 Wear test conditions

Relative material wear	Test Speed	Test Environment	Test load	Test time	Surface roughness
Steel-Ball	50 RPM	25℃, Dry	1kg	100 sec	1 μ

Fig 3.18은 마모실험 시 시험 변수 및 조건 등을 도식화 한 것이며, 재료의 특성, 시험방법 및 시편모양, 분위기, 윤활방법에 따라 마모실험에 영향을 주는 인자들이다. Table 3.10의 조건으로 여러 변수들을 고정하여 실험을 실시하였다.

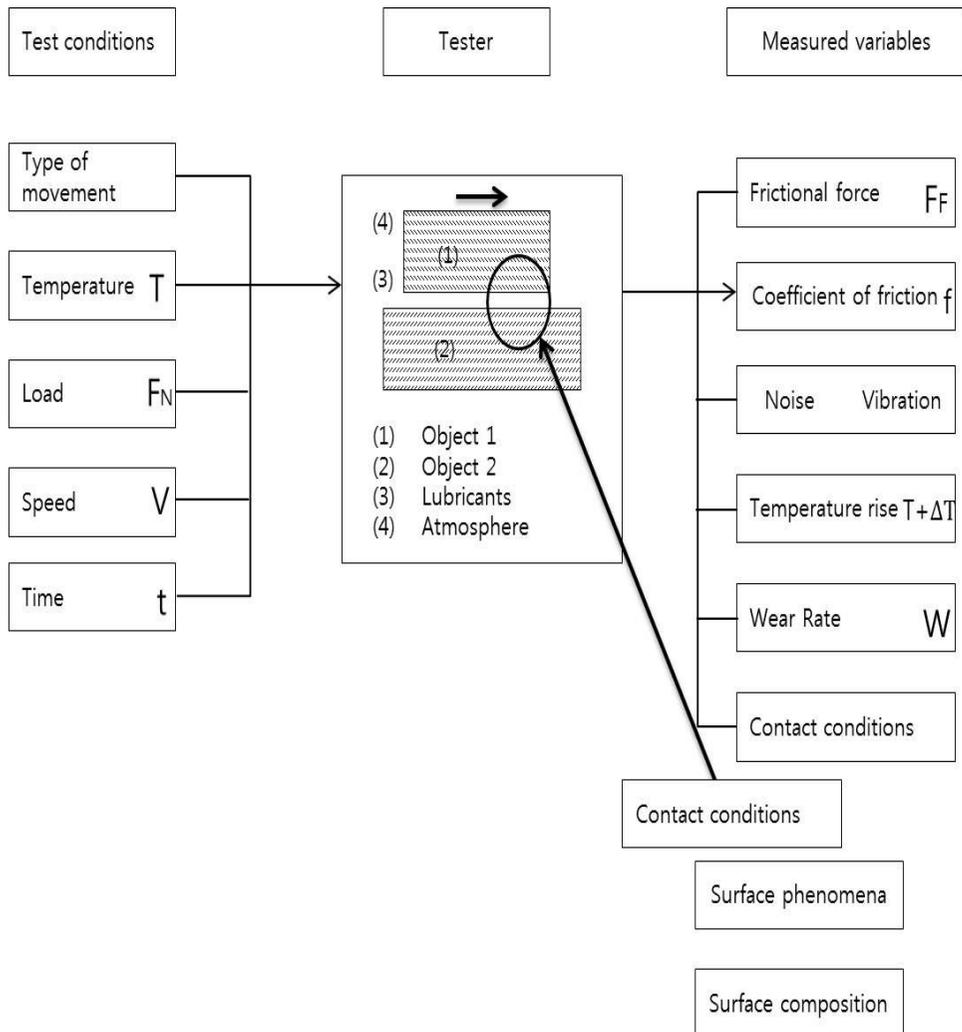
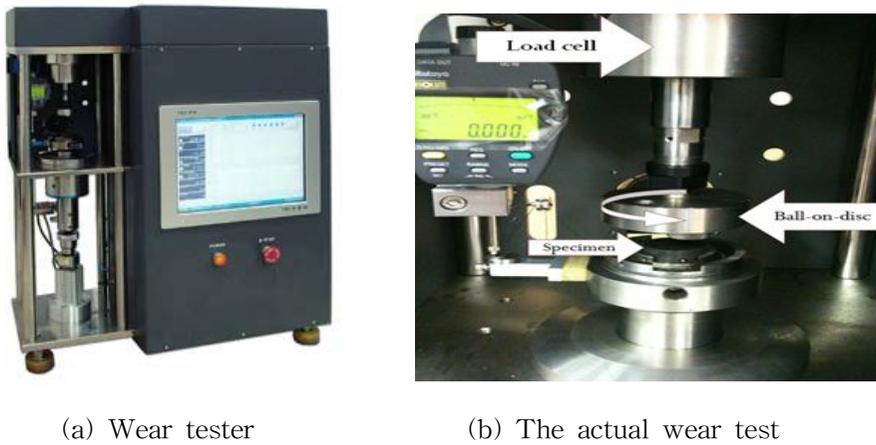


Fig 3.18 Factors wear test

Photo 3.4의 (a)는 마모실험을 실시한 장비(R&B Ltd., 120-PD model)로 이며, (b)는 공압을 이용하여 Bell-on-disk 타입으로 실험을 실행하였다. Fig 3.19는 마모실험 계략도이다.



(a) Wear tester

(b) The actual wear test

Photo 3.4 Methods of wear Test

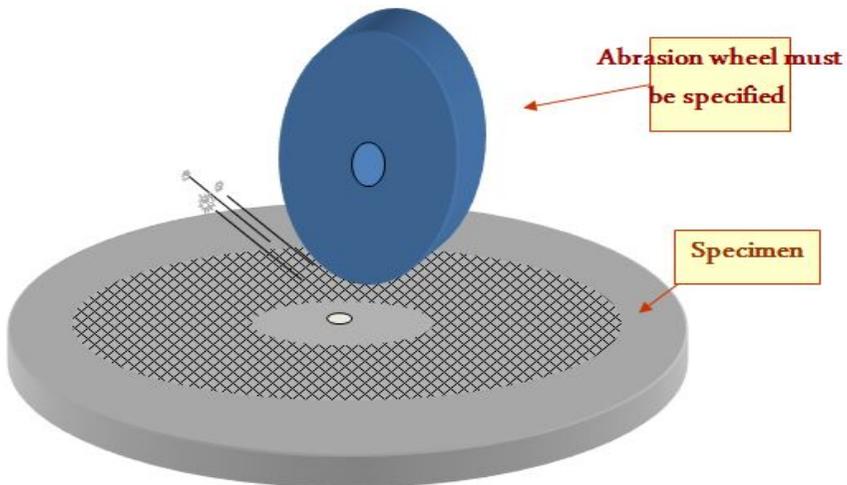


Fig 3.19 Schematic diagram of the wear Test

3.7 현미경조직 관찰

제작된 시험편의 조직사진을 광학현미경으로 관찰하고, 주조 조건의 신뢰성을 검증하기 위하여 금속광학 현미경을 사용 하였다. Photo. 3.5는 금속광학 현미경 (OLYMPUS, $\times 1,000$)이며, 조직 관찰을 위하여 사용한 에칭 액은 질산 100, 염산 50, 불소 1.5로 하여 실험하였다.

금속의 미세조직을 관찰하기 위해서는 Fig 3.20과 같은 공정에 따라 가공 및 제작을 하였으며, 표면처리 후 SEM을 이용하여 단면 두께 사진을 촬영하였다.



Photo. 3.5 Optical microscope for the micro structure test

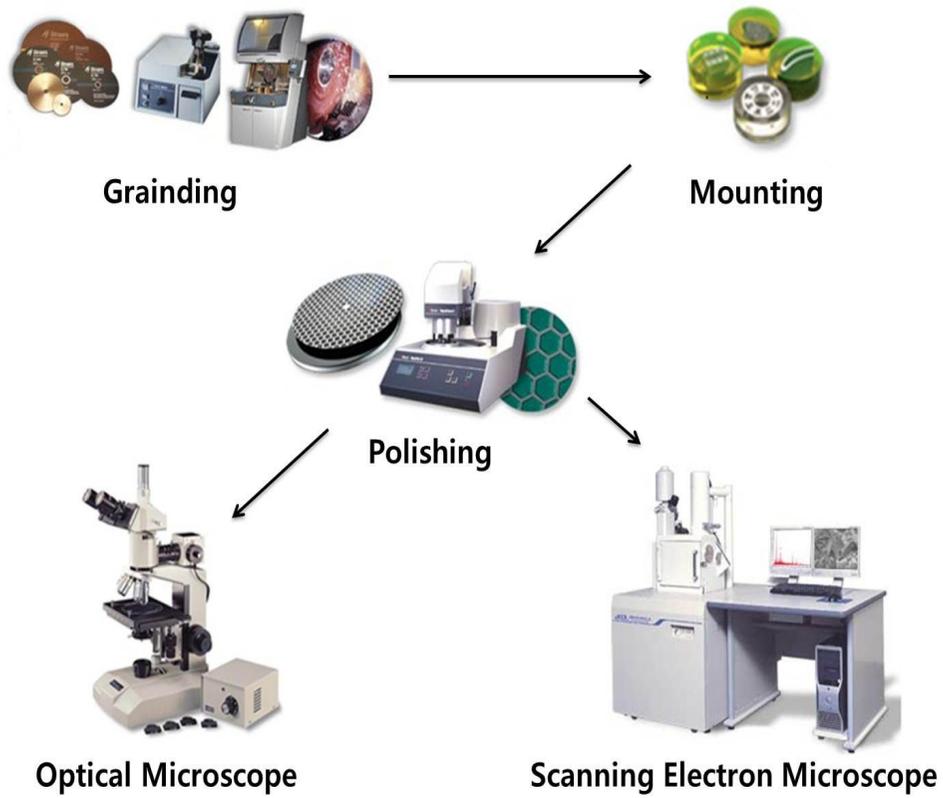


Fig 3.20 Test methods based on metal

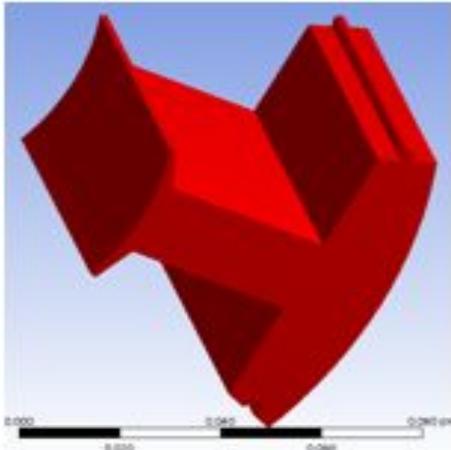
제 4장 실험결과 및 고찰

4.1 분말야금해석

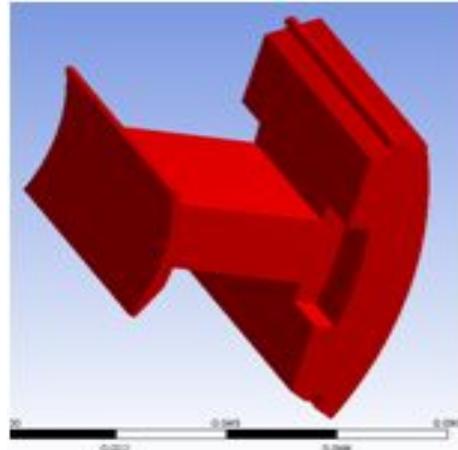
4.1.1 열전달 온도해석

Fig. 4.1 ~ Fig. 4.10은 BLDC 코어 A-type과 B-type의 열전달해석 진행과정을 보여주고 있으며, 온도분포는 코어 부품의 해석조건에 따른 모델의 전체 온도분포를 확인하여 제품의 건전성을 알 수 있다. 분말 성형해석에 따른 코어 부품에 발생하는 순간 발생온도의 최대값과 최저값을 관찰함으로써 B-type이 경량화와 고효율 모터로서 조건을 갖출 수 있는지를 열전달 온도 해석을 통하여 검증하고자 하였다. 이것은 코어를 주조방식으로 제품을 생산할 수 있는지 가능성을 볼 수 있으며, 특히 경량화를 위하여 절단면 부분에서의 미세온도 변화를 관찰을 통하여 알 수 있다. 이 과정을 통해서 시간별 온도분포를 관찰하였으며, 온도분포 최대값과 최소값의 차이를 보면 Fig. 4.1에서와 같이 1 sec에서 B-type이 0°C, A-type이 0°C 같고, Fig. 4.2의 240 sec에서는 B-type이 7.1°C, A-type이 13.1°C로 측정 되었으며, Fig. 4.3의 340 sec에서는 B-type이 13.7°C, A-type이 7.2°C로 온도분포가 미소하게 증가 하였다. Fig. 4.4의 440 sec에서는 B-type이 13.9°C, A-type이 7.1°C,이고, Fig. 4.5의 540 sec에서는 B-type이 13.9°C, A-type이 7.1°C로 A-type에서는 큰 변화가 없으며, B-type에서 온도분포가 높게 관찰 되었다, 관찰시점 중반부에서 측정한 Fig. 4.6의 640 sec에서는 B-type이 13.5°C, A-type이 6.9°C이고, Fig. 4.7의 740 sec에서는 B-type이 13.2°C, A-type이 6.7°C로 관찰 되었다. Fig. 4.8의 840 sec에서는 B-type이 12.8°C, A-type이 6.6°C이고, Fig. 4.9의 940 sec에서는 B-type이 12.4°C, A-type이 6.4°C로 점점 온도분포가 미소하게 낮아지는 현상을 볼 수 있다. Fig. 4.10의 1,000 sec에서 B-type이 12.2°C, A-type이 6.2°C로 나타났다. 그림에서와 같이 1 sec ~ 1000 sec에서 내외부의 온도 분포상태를 알아볼 수 있으며 제품의 결함이 발생하기 쉬운 위치를 찾아 낼 수 있다. B-type의 BLDC 코어가 A-type에

비해 온도 분포가 급격하게 변화함을 볼 수 있다. 이것은 B-type의 코어부품이 A-type의 코어보다 부피가 작아 회토류 소재의 양이 적고, 내부의 온도전이가 빨리 전이되기 때문인 것으로 판단되었다.

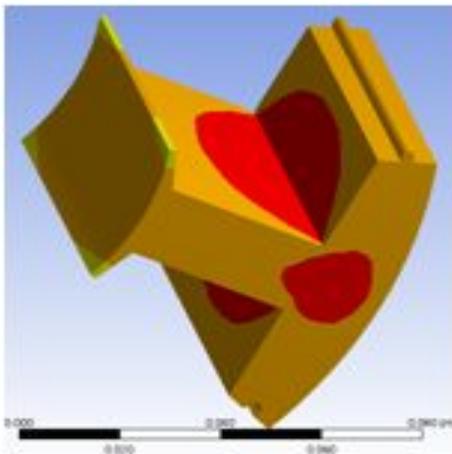


(a) A-type

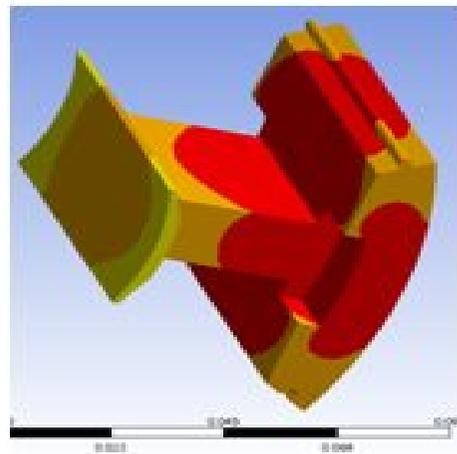


(b) B-type

Fig. 4.1 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 1sec ; A-type : 0°C, B-type : 0°C

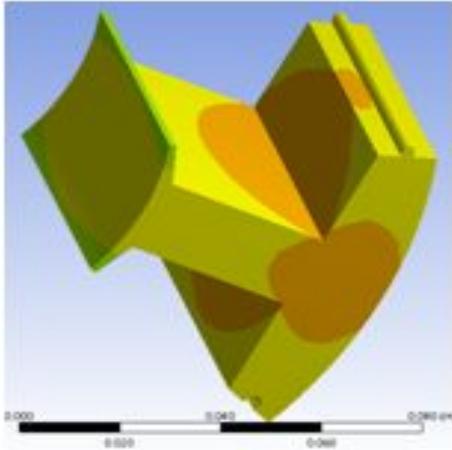


(a) A-type

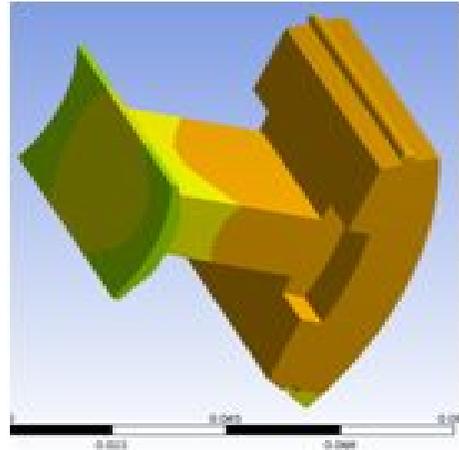


(b) B-type

Fig. 4.2 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 240sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.1°C

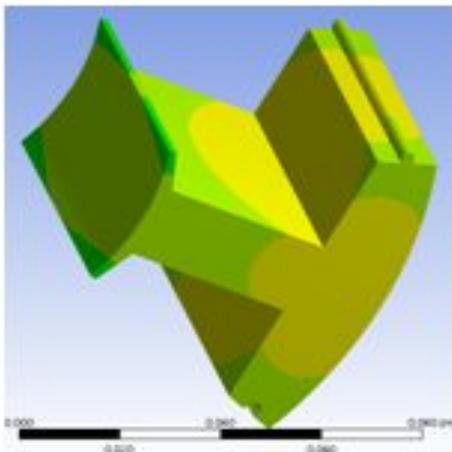


(a) A-type

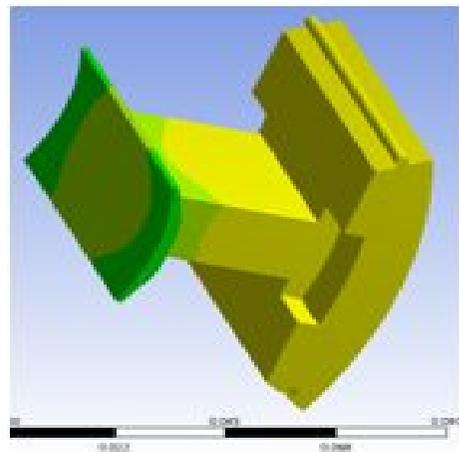


(b) B-type

Fig. 4.3 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 340sec ; A-type : 7.2°C, B-type : 13.7°C

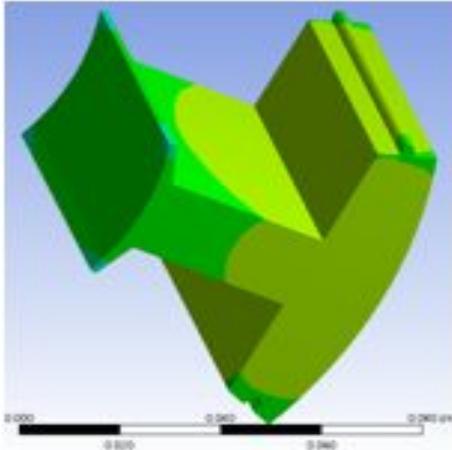


(a) A-type

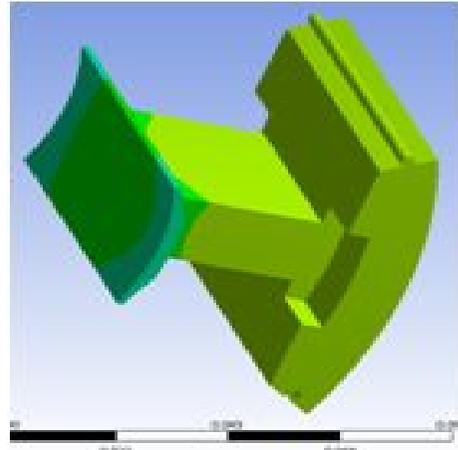


(b) B-type

Fig. 4.4 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 440sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.9°C

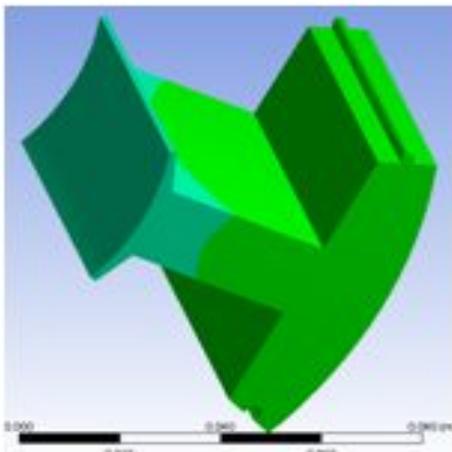


(a) A-type

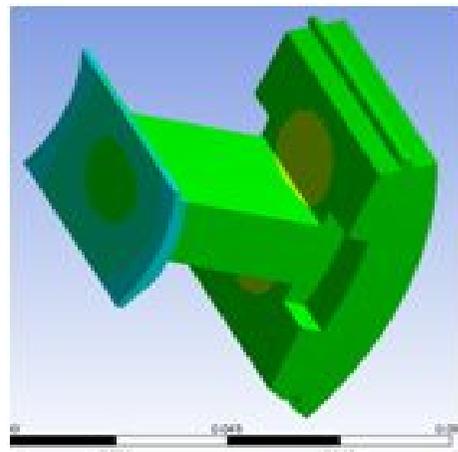


(b) B-type

Fig. 4.5 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 540sec ; A-type : 7.1°C, B-type : 13.9°C

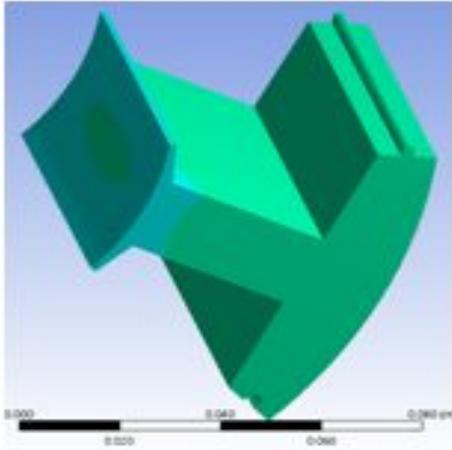


(a) A-type

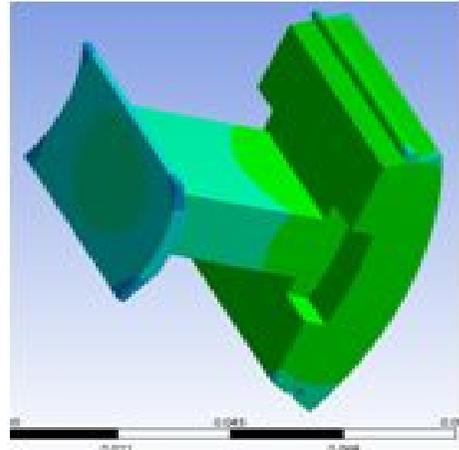


(b) B-type

Fig. 4.6 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 640sec ; A-type : 6.9°C, B-type : 13.5°C

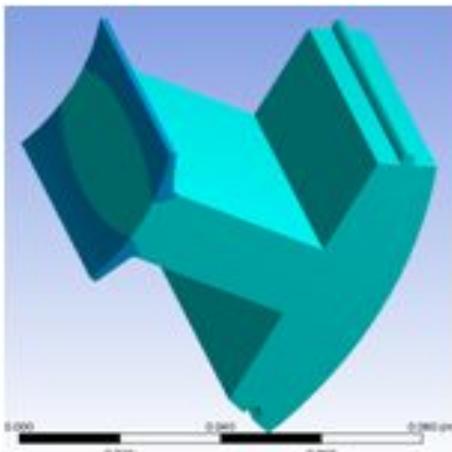


(a) A-type

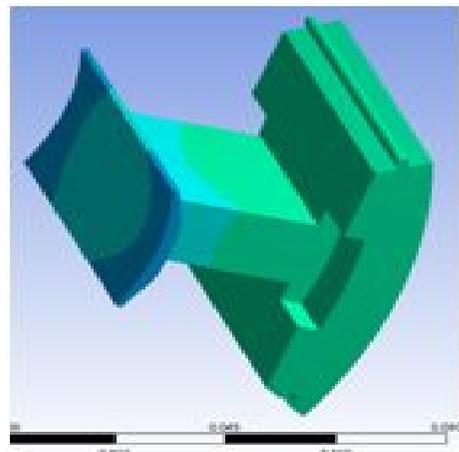


(b) B-type

Fig. 4.7 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 740sec ; A-type : 6.7°C, B-type : 13.2°C

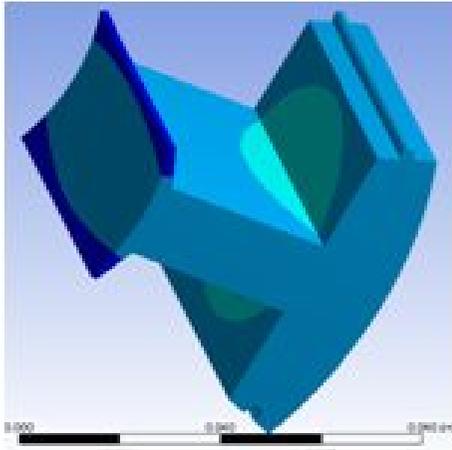


(a) A-type

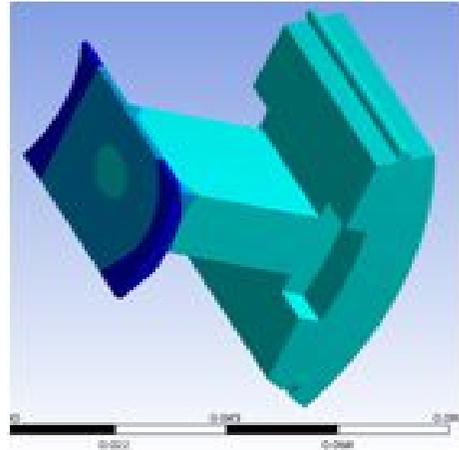


(b) B-type

Fig. 4.8 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 840sec ; A-type : 6.6°C, B-type : 12.8°C

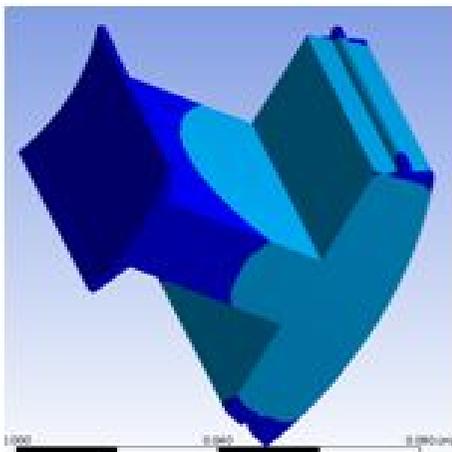


(a) A-type

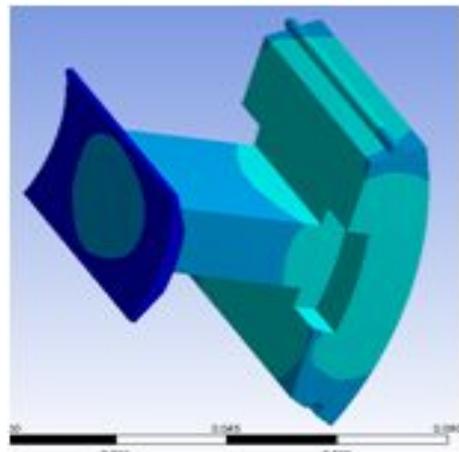


(b) B-type

Fig. 4.9 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 940sec ; A-type : 6.4°C, B-type : 12.4°C



(a) A-type



(b) B-type

Fig. 4.10 Temperature distribution results of between maximum and minimum in the 1,000sec ; A-type : 6.2°C, B-type : 12.2°C

Fig. 4.11~4.12은 시간에 따른 온도분포 그래프이고, Table 4.1은 A-type과 B-type의 온도의 최고값과 최저값을 시간 별로 나타내주고 있다. Fig. 4.11은 온도 분포 최대값과 최소값의 차이가 상호 평행선과 같이 균등하게 일정하게 조사 되었다. 이는 분말성형시 상하 압축에 따른 일정 힘이 균등하게 작용하였음을 알 수 있다. Fig. 4.12에서 알 수 있듯이 온도분포 최대값과 최저값의 차이가 A-type보다는 다소 증가하는 현상을 그림에서 확연히 알 수 있었다. 이것은 분말성형시 형상변경에 따른 성형품의 내부 두께의 차이가 B-type이 작아서 성형이 진행됨에 따라 열의 발산이 외부로 전이가 빨리 진행됨을 본 해석결과 알 수 있었다. Fig. 4.11~4.12의 그림과 Table 4.1 표에서 알 수 있듯이 1000 sec 때에 A-type은 최대값 117.71℃, 최저값 111.48℃이었으며, B-type은 최대값과 최저값이 각각 114.19℃와 102℃로 최저값의 차이가 9℃로 BLDC 코어를 B-type으로 교체하여도 형상변경에 따른 온도 분포에 따른 열거동의 부품 건전성에는 이상이 없을 것으로 사료된다.

Table 4.1 Transient thermal temperature results

Time(s)	A case(°C)		B case(°C)	
	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum
1	150	150	150	150
10	147.6	149.9	147.3	149.9
20	146.1	149.7	145.3	149.7
50	143.7	148.9	141.2	148.8
140	139.2	145.8	134.0	145.4
240	135.2	142.3	128.4	141.5
340	131.6	138.8	123.8	137.5
440	128.2	135.3	119.8	133.7
540	124.9	132.0	116.2	129.9
640	121.8	128.7	112.8	126.3
740	118.8	125.5	109.6	122.8
840	115.9	122.5	106.6	119.4
940	113.1	119.5	103.7	116.1
1000	111.5	117.7	102.0	114.2

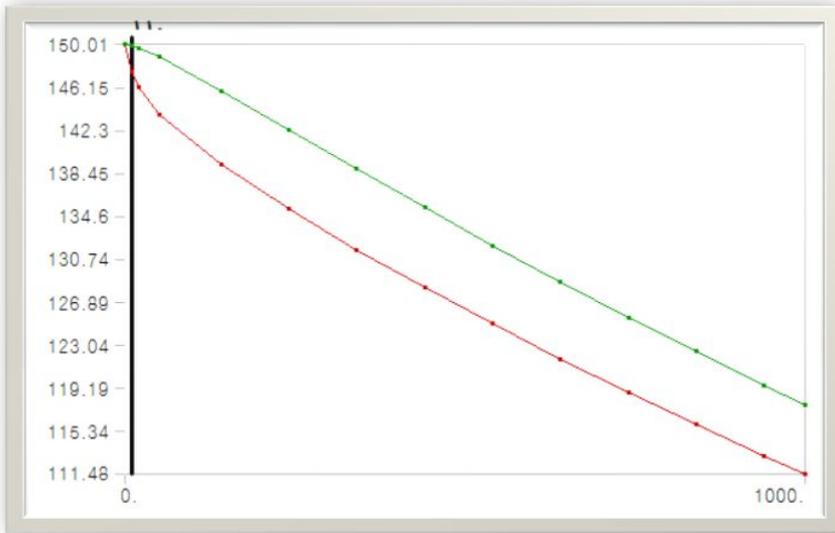


Fig. 4.11 Transient Thermal temperature A-type results

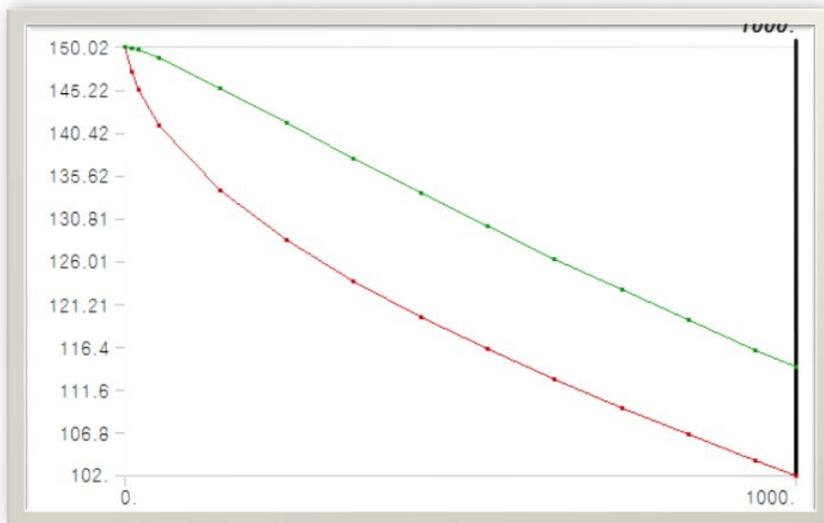
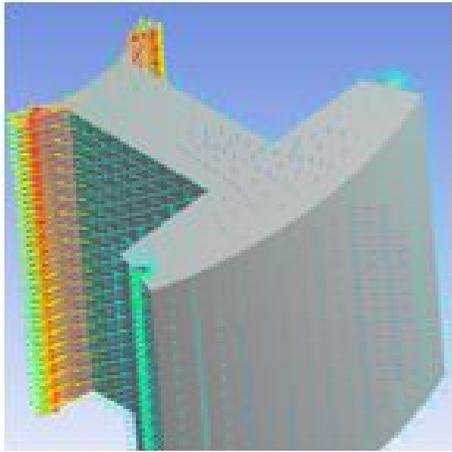


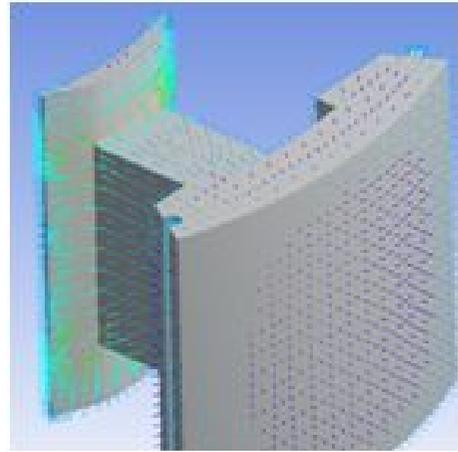
Fig. 4.12 Transient Thermal temperature B-type results

4.1.2 열전달 Total heat flux

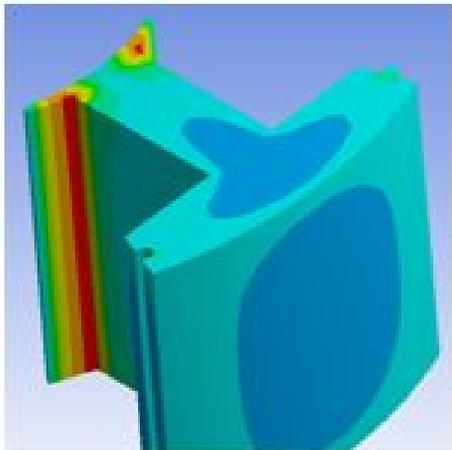
Fig. 4.13~ Fig. 4.21에서 (a), (b)는 Heat flux는 단위면적에 대한 단위시간의 열 에너지로서 해석조건에 따른 전체 Heat flux분포를 확인할 수 있는 것이 Total heat flux로 코어 A-type과 B-type의 열전달해석 진행과정을 보여주고 있다^(29 ~ 30). 또한, (c), (d)는 total heat flux 해석결과 값을 그래픽 화면에서 contour 형식으로 보여주고 있어 벡터 방식과 더불어 해석 결과를 확인하는데 도움이 된다. Fig. 4.13의 240 sec에서 A-type과 B-type에서 각각 최대, 최소값의 차이를 보면 A-type이 3431이고, B-type에서 7018로 측정 해석되었으며, Fig. 4.14의 340 sec에서는 A-type 3362, B-type 7146으로 해석 되어 Heat flux분포가 급상승한 것으로 나타났다. Fig. 4.15의 440 sec에서부터는 A-type 3255, B-type 7081로 나타났으며 하향하고 있음을 알 수 있었다. Fig. 4.16에서는 540 sec시 A-type 3149, B-type 6915이고, Fig. 4.17의 640 sec에서는 A-type 3049, B-type 6721로 완만하게 하향하고 있음을 알 수 있다. Fig. 4.18의 740sec에서는 A-type 2960, B-type 6515이고, Fig. 4.19의 840 sec에서는 A-type 2873, B-type 6313으로 B-type에서 더욱 완만하게 하고 하강 있음을 알 수 있었다. Fig. 4.20의 940sec에서는 A-type 2787, B-type 6109이고, Fig. 4.21에서는 1000 sec 시 A-type 2737, B-type 5987로 해석되었다. 해석결과에서 알 수 있듯이 B-type의 BLDC 코어가 A-type에 비해 로터부의 두께가 2mm 안 박되는 부분에서 A-type과 달리 좌우방향이 아닌 좌우상하 방향으로 heat flux 분포가 시간에 따라 변하고 있으므로, heat flux의 영향이 분산됨에 따라 부품의 건전성 부분에는 B-type의 BLDC 코어의 품질이 건전함을 확인할 수 있었다. BLDC 코어 부품에 대하여 1 sec~1000 sec에서 total heat flux 해석결과 값을 그래픽 화면에서 contour 형식으로 관찰한 결과에서 내외부의 온도 분포상태를 알 수 있으며, 제품의 결함이 발생하기 쉬운 위치를 찾아 낼 수 있었다. 또한, B-type의 코어부품이 온도전이가 빨리 되었으며, 이것은 내부의 두께 및 중량 감소로 인한 영향으로 사료 된다.



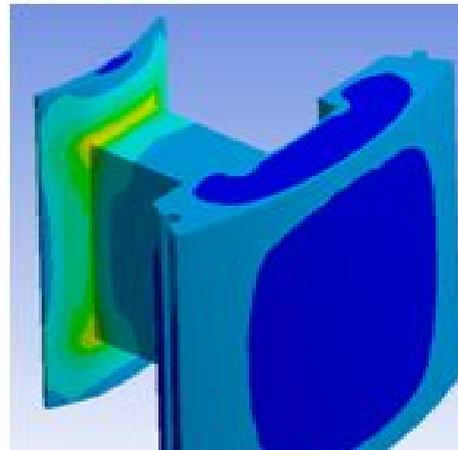
(a) A-type



(b) B-type

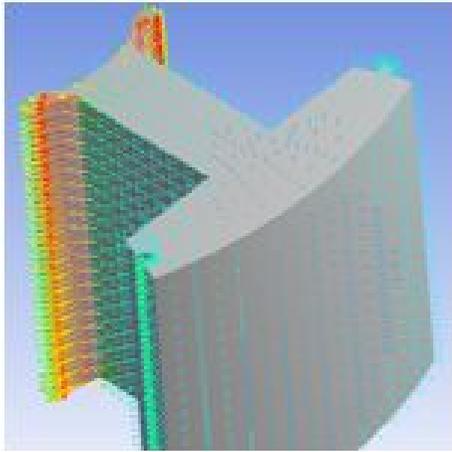


(c) A-type

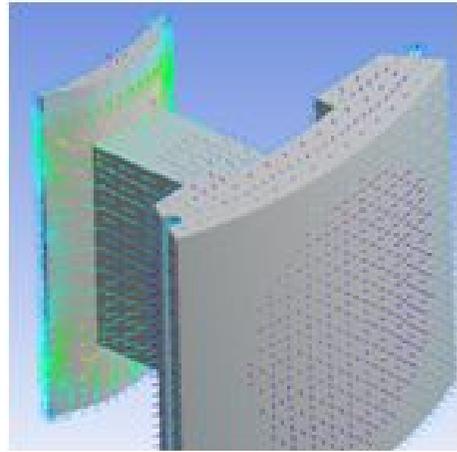


(d) B-type

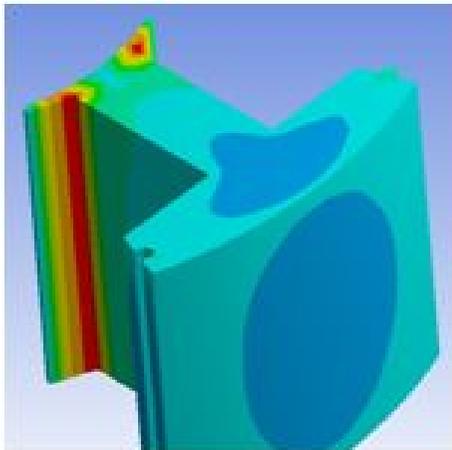
Fig. 4.13 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 240sec ; A-type : 3431, B-type : 7018



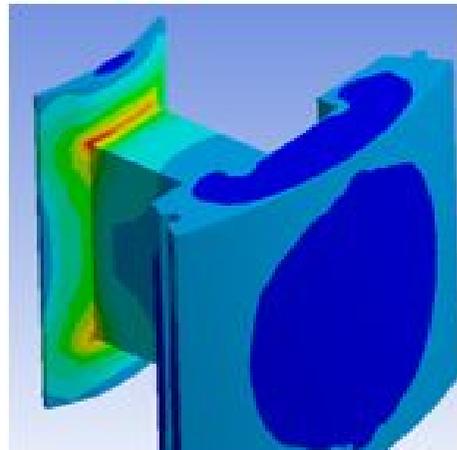
(a) A-type



(b) B-type

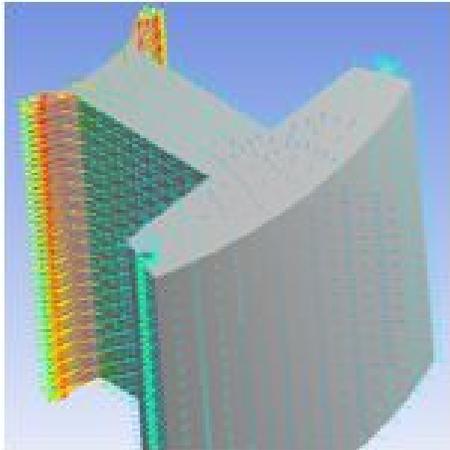


(c) A-type

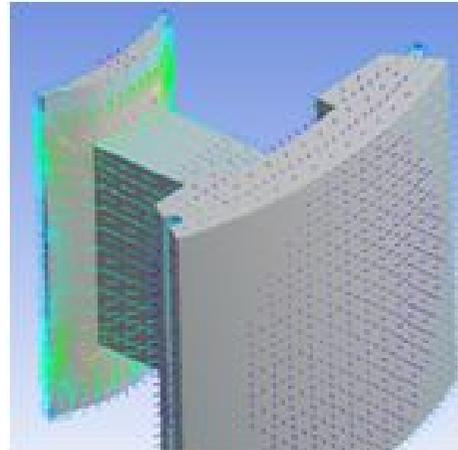


(d) B-type

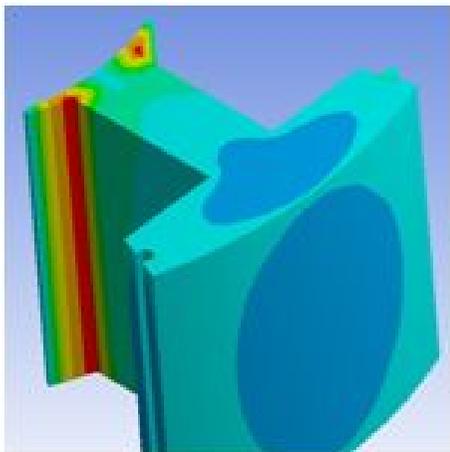
Fig. 4.14 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 340sec ; A-type : 3362, B-type : 7146



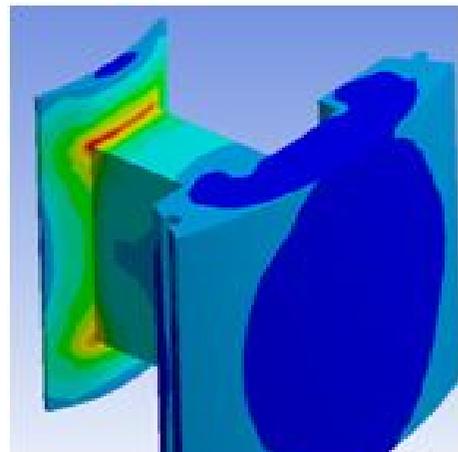
(a) A-type



(b) B-type

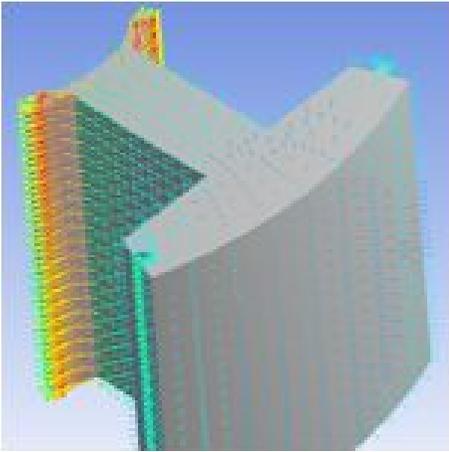


(c) A-type

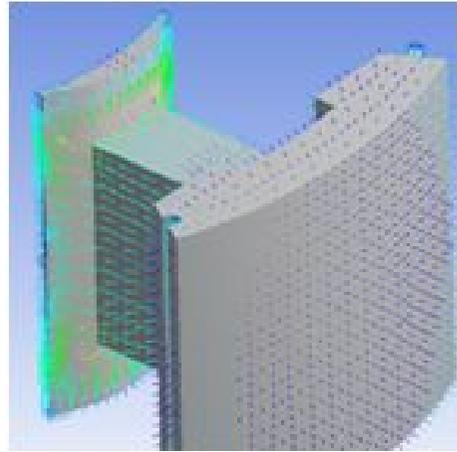


(d) B-type

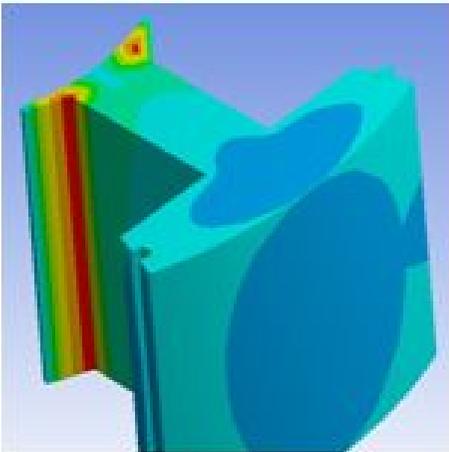
Fig. 4.15 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 440sec ; A-type : 3255, B-type : 7081



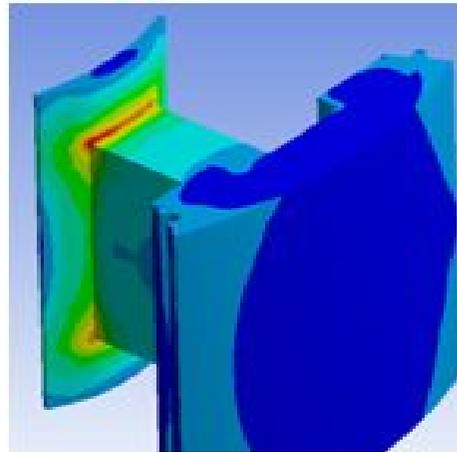
(a) A-type



(b) B-type

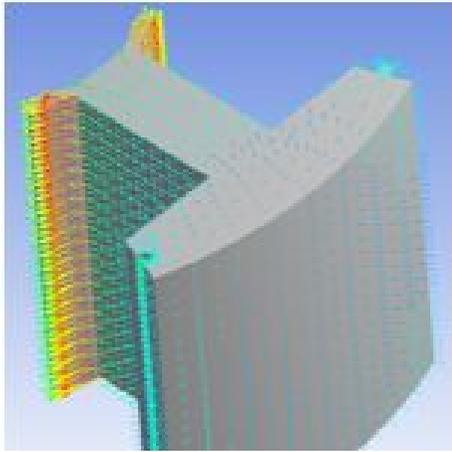


(c) A-type

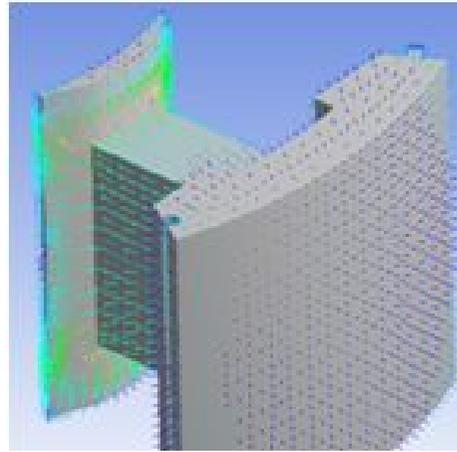


(d) B-type

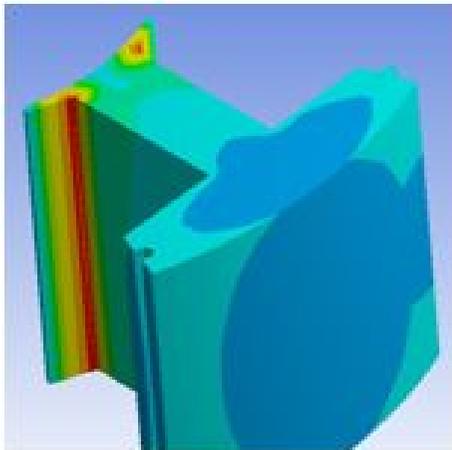
Fig. 4.16 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 540sec ; A-type : 3149, B-type : 6915



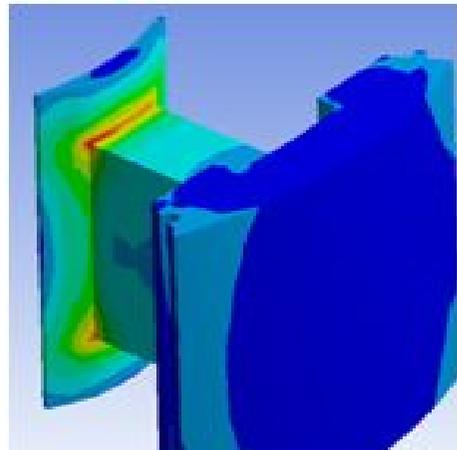
(a) A-type



(b) B-type

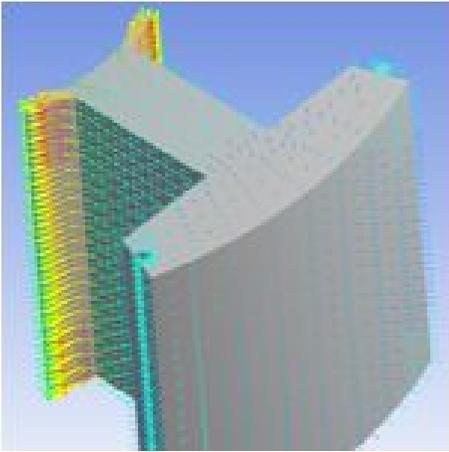


(c) A-type

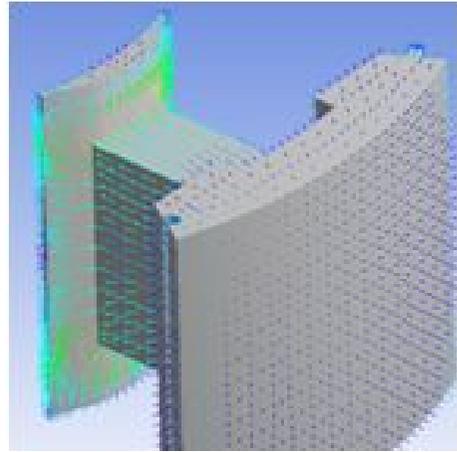


(d) B-type

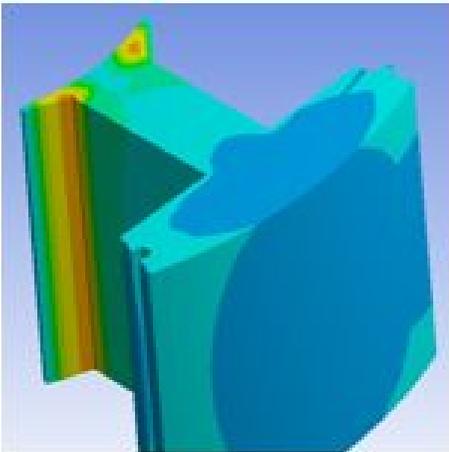
Fig. 4.17 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 640sec ; A-type : 3049, B-type : 6721



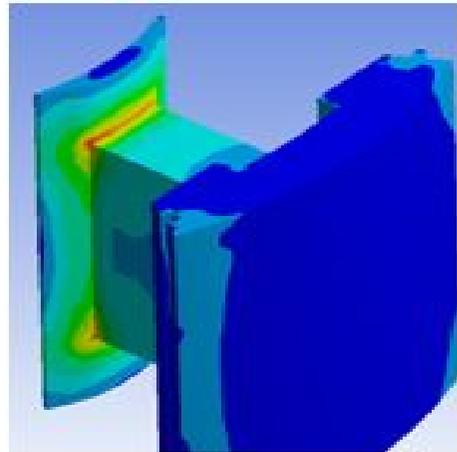
(a) A-type



(b) B-type

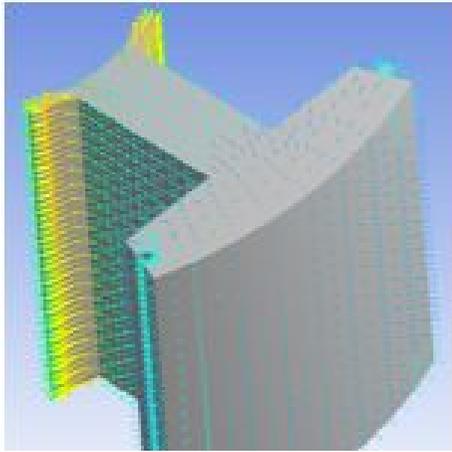


(c) A-type

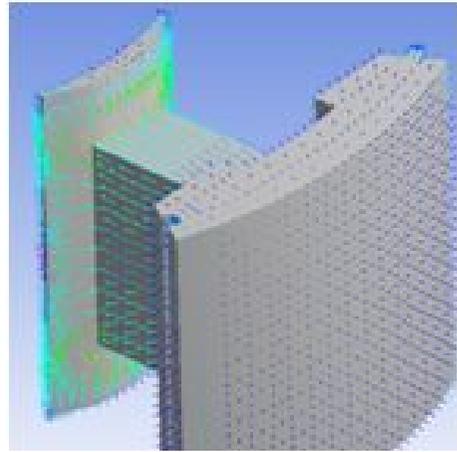


(d) B-type

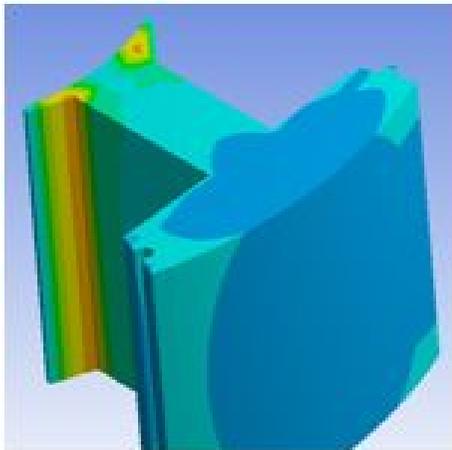
Fig. 4.18 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 740sec ; A-type : 2960, B-type : 6515



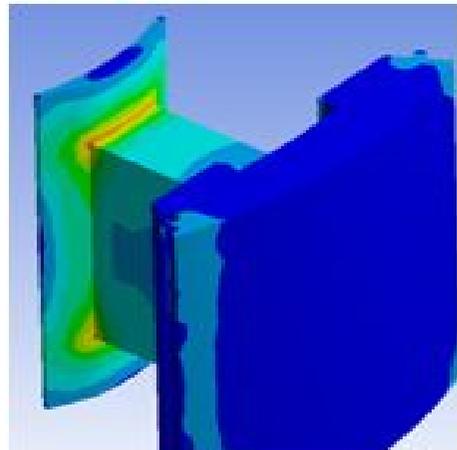
(a) A-type



(b) B-type

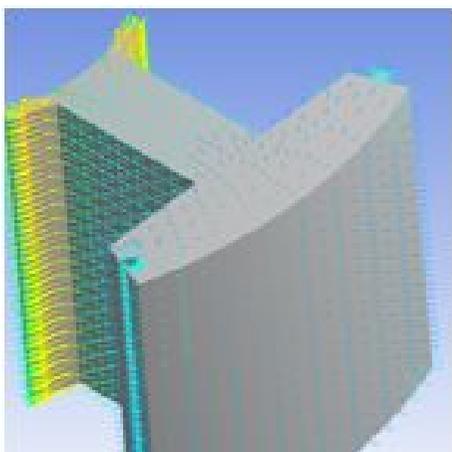


(c) A-type

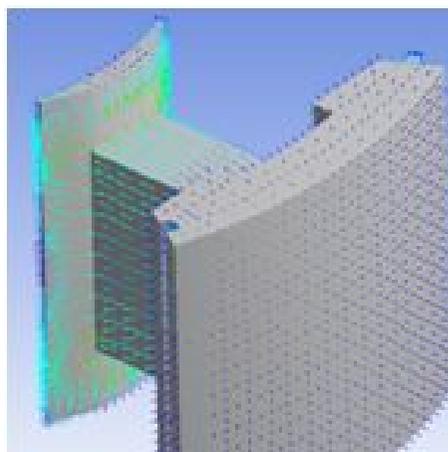


(d) B-type

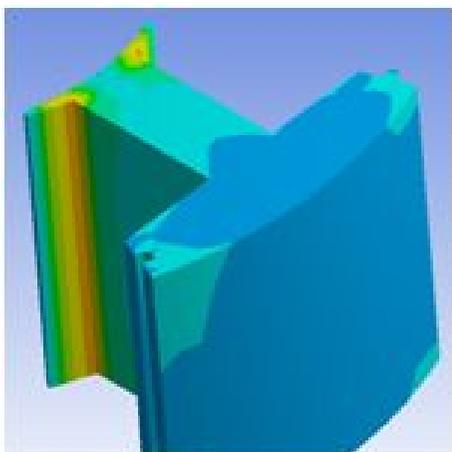
Fig. 4.19 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 840sec ; A-type : 2873, B-type : 6313



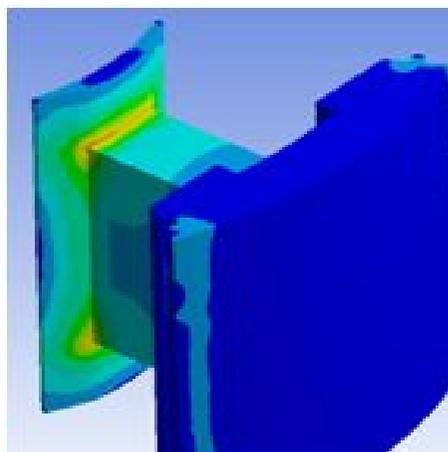
(a) A-type



(b) B-type

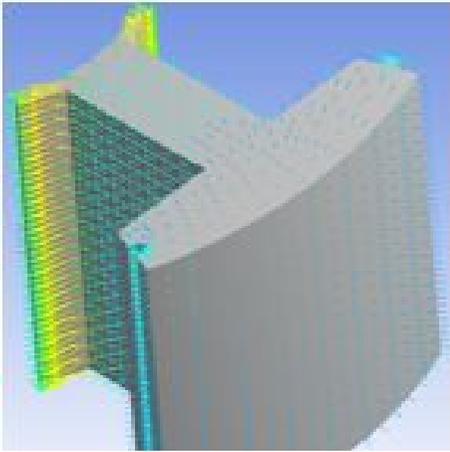


(c) A-type

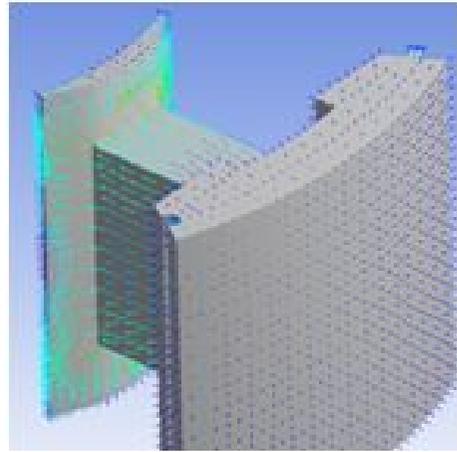


(d) B-type

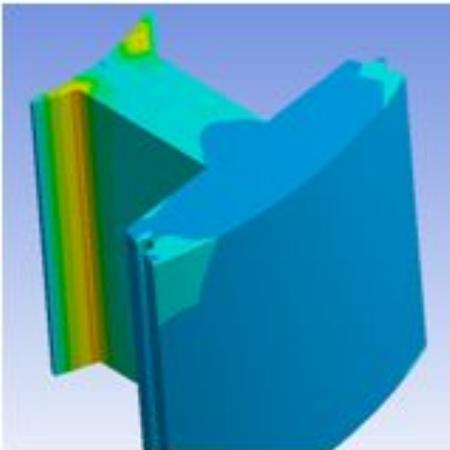
Fig. 4.20 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 940sec ; A-type : 2787, B-type : 6109



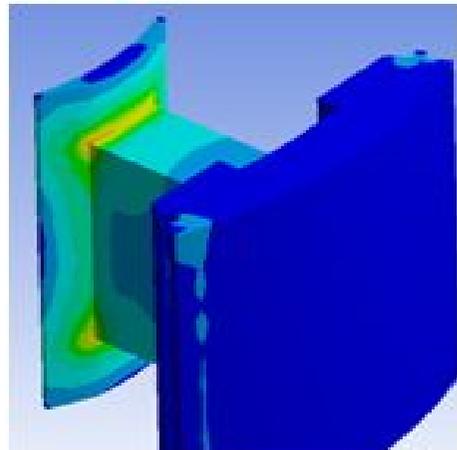
(a) A-type



(b) B-type



(c) A-type



(d) B-type

Fig. 4.21 Total heat flux distribution results of between maximum and minimum in the 1000sec ; A-type : 2737, B-type : 5987

Fig. 4.22와 Fig. 4.23은 시간에 따른 heat flux 분포 그래프이고, Table 4.2는 A-type과 B-type의 heat flux의 최고값, 최저값을 시간 별로 나타내주고 있다. 각 시간에 따라 A-type의 최대값보다 B-type의 최대값과 두 배 이상 큰 결과를 얻었다. 이것은 분말성형시 형상변경에 따른 성형품의 내부 두께의 차이가 B-type이 작아서 성형이 진행됨에 따라 열의 발산이 외부로 전이가 빨리 진행됨을 본 해석결과 알 수 있었다. 또한, heat flux 분포도를 통하여 BLDC 코어를 B-type으로 교체하여도 형상변경에 따른 heat flux 분포에 따른 열거동의 부품 건전성에는 이상이 없을 것으로 사료된다.

Table 4.2 Transient thermal total heat flux results

Time(s)	A case		B case	
	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum
1	0.093	778	0.039	990
10	26	1711	16	1524
20	42	2478	31	2462
50	55	3188	38	4384
140	53	3468	46	6380
240	25	3456	44	7062
340	19	3381	49	7195
440	37	3292	41	7122
540	49	3198	50	6965
640	55	3104	54	6775
740	51	3011	56	6571
840	48	2921	49	6362
940	45	2832	44	6153
1000	43	2780	42	6029

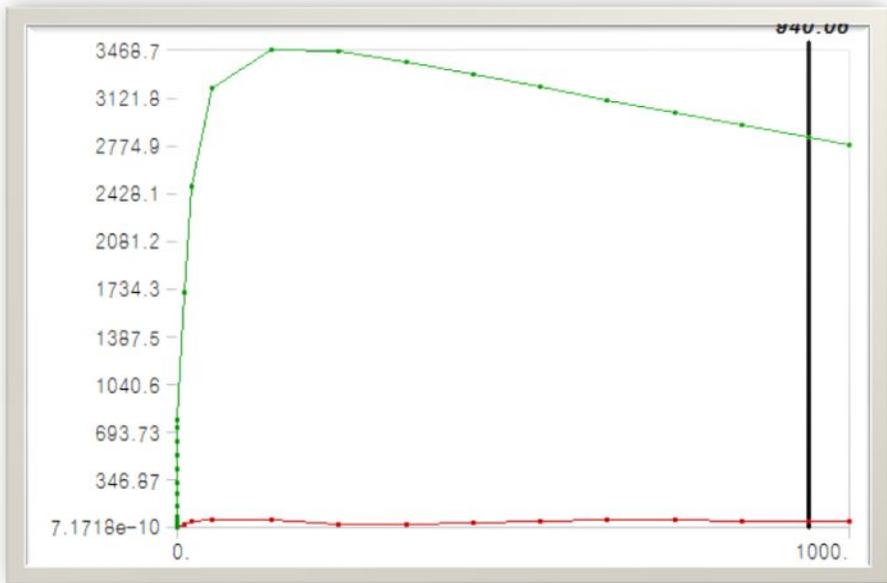


Fig. 4.22 Transient thermal total heat flux results of A-type

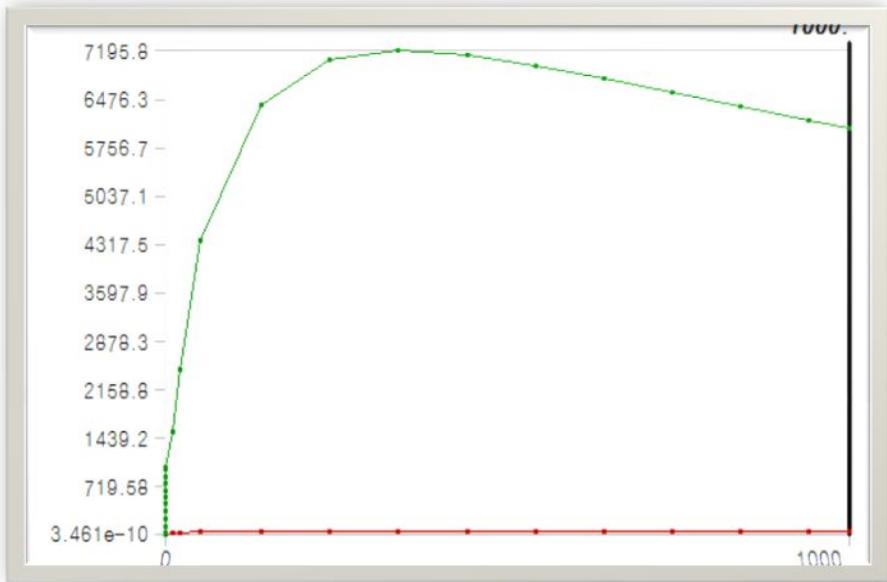


Fig. 4.23 Transient thermal total heat flux results of B-type

4.2 구조해석

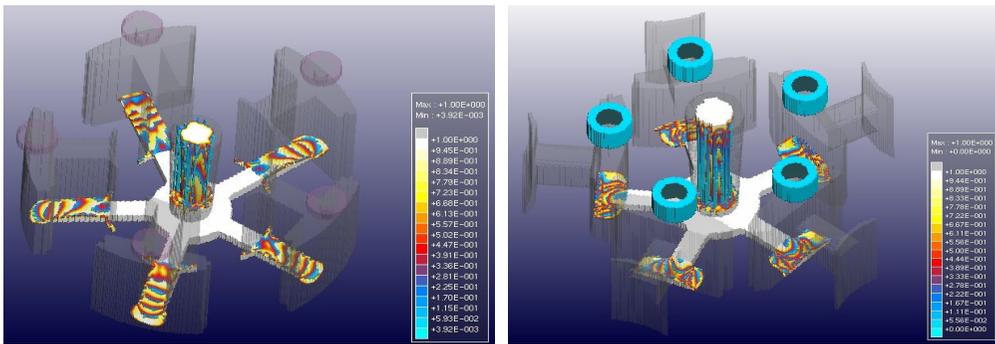
4.2.1 충전 해석

Fig. 4.24~Fig. 4.33은 충전중에 충전거동을 해석한 그림으로 유동해석이 진행되는 중이거나, 해석이 완료된 뒤에도 충전 상태, 충전 온도분포, 충전 방향을 확인하여 제품의 결함을 찾아낼 수 있다. Fig. 4.24~Fig. 4.33에서와 같이 보여주듯이 안정적으로 용융물이 충전 되어 가는 것을 확인할 수 있었으며, 충전율이 Fig. 4.24 10%와 Fig. 4.25 20%에서는 게이트부에서 원활한 충전과정을 관찰하였고, Fig. 4.26 ~ Fig. 4.27에서와 같이 30% ~ 40%의 충전과정을 보면 코어의 중간 부분까지 용체가 채워지고 있어 A-Type과 B-Type의 충전과정에서 충전상태의 차이점을 확연히 다름을 알 수 있었다. Fig. 4.28 ~ Fig. 4.30에서와 같이 50% ~ 70%에서는 코어 상부까지 용융물이 거의 채워지고 있으며, Fig. 4.31의 80%와 Fig. 4.32의 90%에서 제품형상까지 충전이 완료 되었으며, Fig. 4.33에서 충전율이 100%완료된 상태를 관찰할 수 있었다. 특히, 충전율이 70~80%에서 BLDC 모터 코어의 형체가 완료가 되어지며, 충전율 90%에서 BLDC 모터 코어가 형성 되었다. 충전율이 90%~100%의 진행범위에서 오버플로우가 채워지며, 오버플로우는 응고후에 수축에 따른 보충역할 및 용체내에 포함된 기포들을 배출하여 BLDC 모터 코어의 결함을 줄일 수 있었다. 구조방안 A-Type과 B-Type에 유동에는 큰 변화는 없었으나, 형상이 급격히 변화하는 최적화된 B-Type에서 멬돌이 현상은 다소 발생하였다. 충전율 100%에 도달하면, 탕구와 오버플로우에 충분한 용융물이 존재함으로 응고과정에서 수축이 발생해도 보충되도록 하였다.

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 계

이트부의 크기를 일정하게 유지하는 방안이 필요할 것으로 판단되며, 전체적으로 양호한 충전 양상이라 할 수 있다.

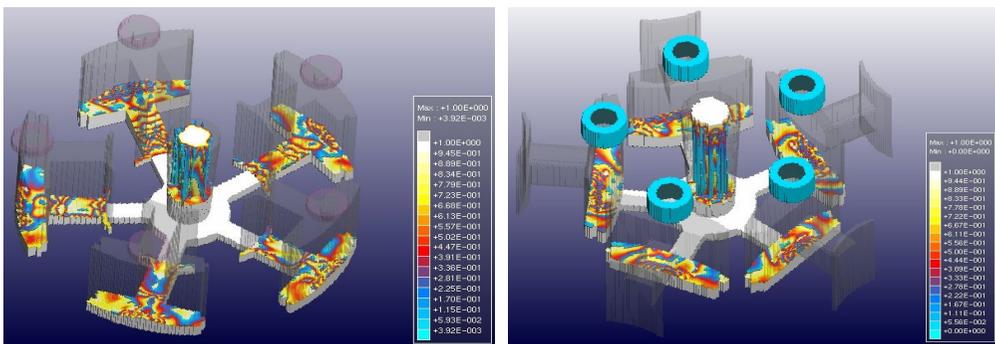
해석결과에서 알 수 있듯이 BLDC 모터 코어 상단부 및 하부쪽에서 단면적 변화가 급격하여 소용돌이 형태의 흐름이 나타났으나, 탕도 및 게이트 입구의 개선으로 이러한 현상이 발생되지 않았으며, 이로 인해 제품 중에 기포가 혼입될 가능성을 상당히 줄일 수 있었다. 응고해석이 진행 중이거나 또는 완료가 되었을 때 온도 분포, 응고시간을 확인하고, 이로 인해서 제품의 결함을 예측할 수 있었다.



(a) A-type

(b) B-type

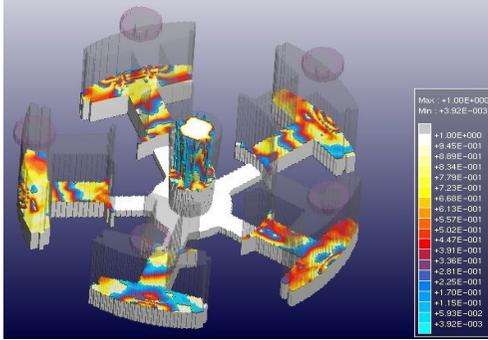
Fig. 4.24 The filling analysis results of 10%



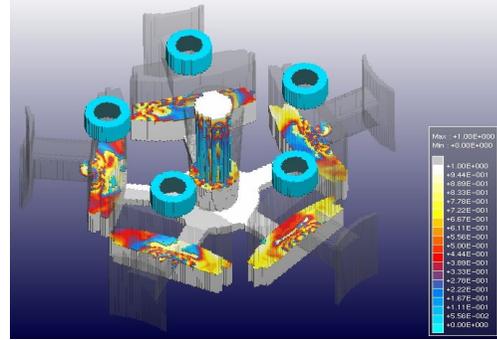
(a) A-type

(b) B-type

Fig. 4.25 The filling analysis results of 20%

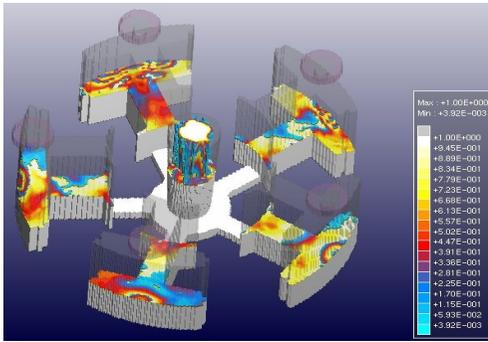


(a) A-type

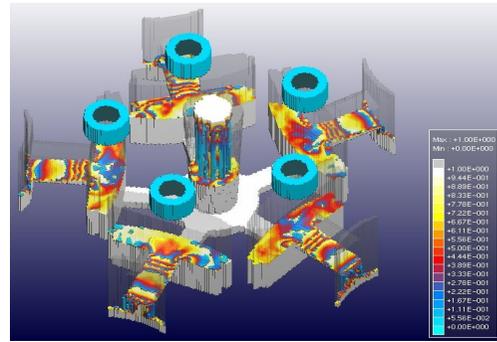


(b) B-type

Fig. 4.26 The filling analysis results of 30%

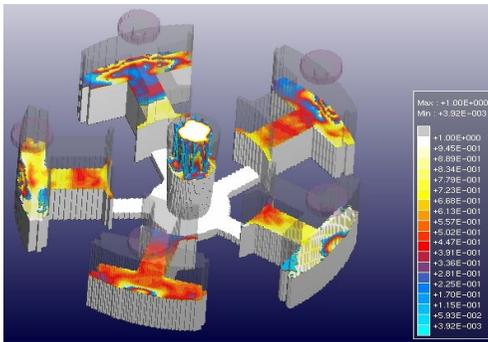


(a) A-type

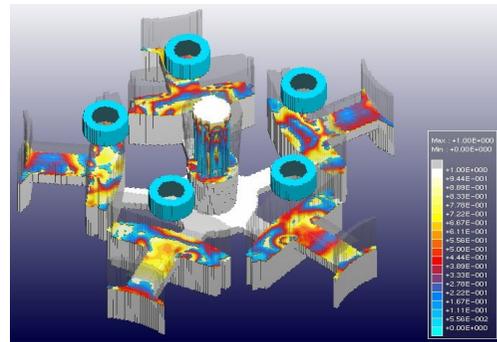


(b) B-type

Fig. 4.27 The filling analysis results of 40%

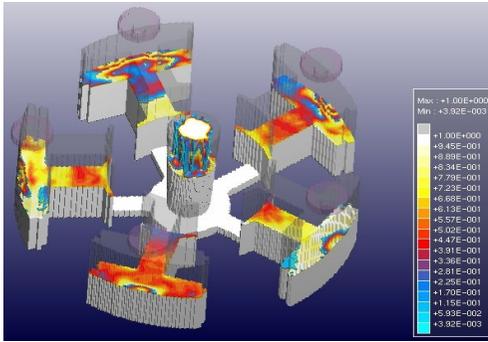


(a) A-type

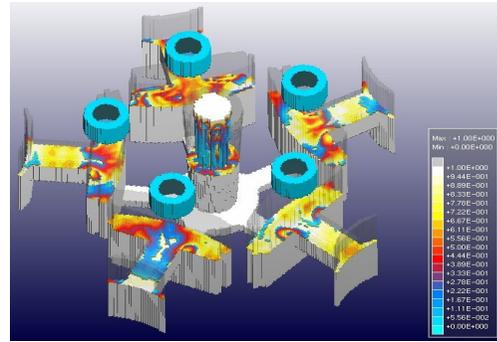


(b) B-type

Fig. 4.28 The filling analysis results of 50%

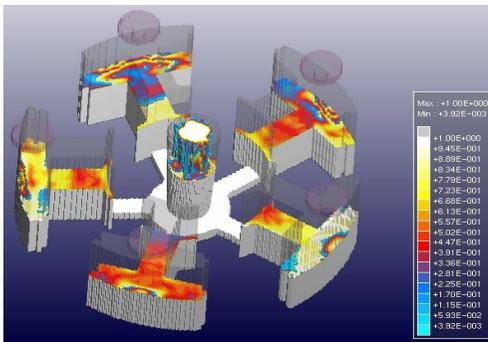


(a) A-type

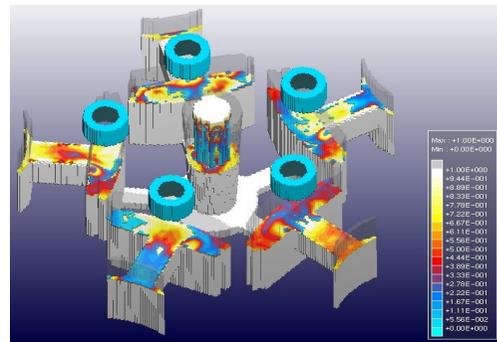


(b) B-type

Fig. 4.29 The filling analysis results of 60%

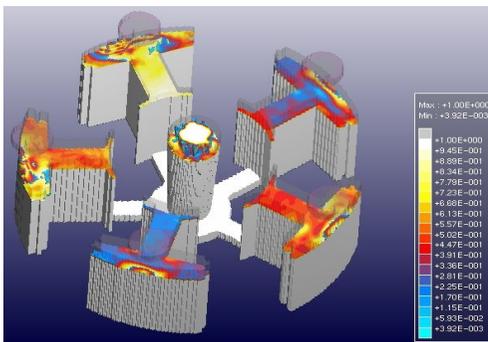


(a) A-type

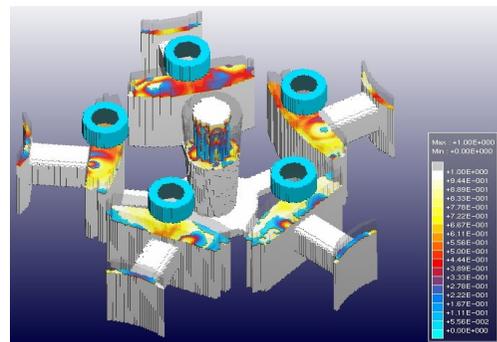


(b) B-type

Fig. 4.30 The filling analysis results of 70%

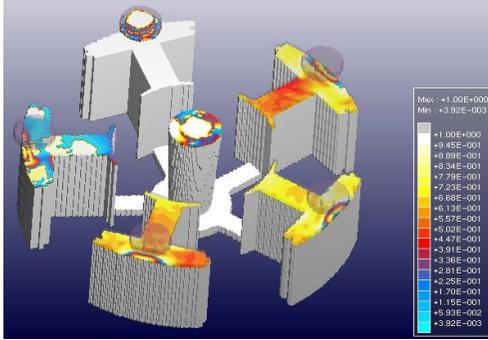


(a) A-type

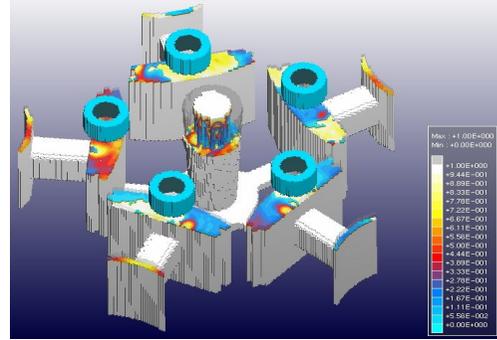


(b) B-type

Fig. 4.31 The filling analysis results of 80%

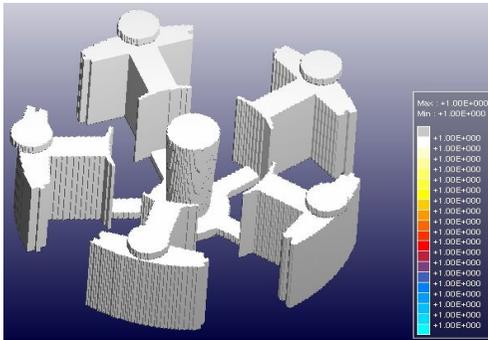


(a) A-type

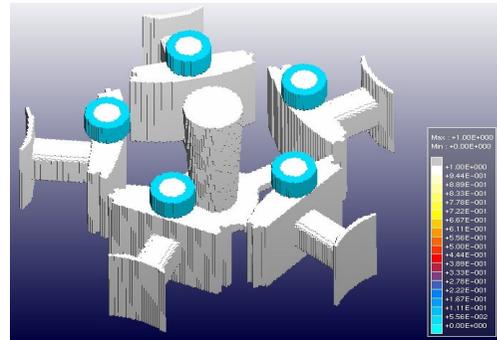


(b) B-type

Fig. 4.32 The filling analysis results of 90%



(a) A-type



(b) B-type

Fig. 4.33 The filling analysis results of 100%

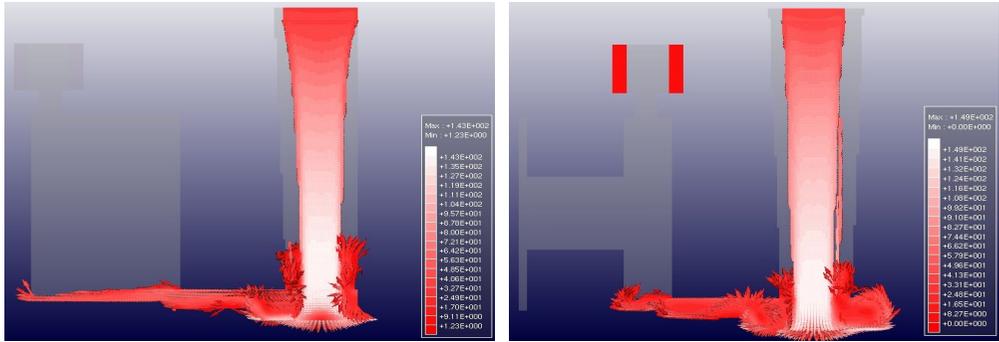
4.2.2 유동속도

유동해석이 진행되는 중이거나, 해석이 완료된 뒤에도 충전 상태, 충전 온도분포, 충전 방향을 확인하여 제품의 결함을 찾아낼 수 있다.

Fig. 4.34~Fig. 4.43은 충전 중에 유동속도에 대하여 해석한 그림이며, 진행률이 Fig. 4.34 ~ Fig. 4.37에서와 같이 충진율 10% ~ 40%에서는 충전시 용융물의 진입 속도에 따라 기공 등의 발생원인 지점을 관찰하고, Fig. 4.38 ~ Fig. 4.43에서와 같이 충진율 50% ~ 100%에서 안정된 유동속도를 관찰 할 수 있음을 관찰 할 수 있다. 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. 4.34와 같이 부품의 유동속도 벡터에서 분석한 결과 표면으로부터 2 mm 깊이의 부위에 가상 열전대를 설치한 후 10%의 공정을 실행하는 동안 열전대의 변화를 측정 한 결과 10%와 Fig. 4.40의 70% 비교해 보면 1600℃에서 1550℃로 온도변화에 뚜렷한 차이가 나타났으며, Fig. 4.40의 70% 이후 일정한 온도를 유지하였다. 최고온도와 최저 온도와의 차이를 나타내는 ΔT 도 유사한 양상을 보이는 것으로 볼 수 있었다. 특히, A-type보다 B-type에서 일정온도의 용체가 하부까지 잘 유동 되고 있으며, A-type에서는 유동의 흐름이 다소 원활하지 못하여 Fig. 4.40~Fig. 4.42에서와 같이 충전 70~90%에서는 하부에 온도가 다소 낮아져 냉각이 진행 되었다. 또한 상부측의 유동을 비교한 결과 A-type보다, B-type에서 용체가 다소 안전적으로 코어에 충전되도록 하여 해석 결과에서도 같은 결론을 얻을 수 있었으며, 상부 측에서 유동속도가 안정적으로 이동하는 현상을 관찰 할 수 있었다.

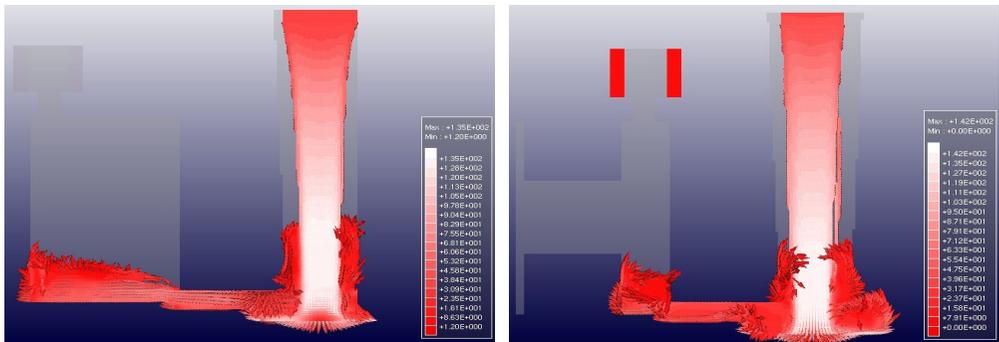
속도벡터 결과 전반적으로 안정된 충전 양상을 확인할 수 있었으며, 이러한 해석 결과를 바탕으로 게이트의 크기 변화 및 오버플로우의 설치를 통하여 건전한 제품의 양산이 가능할 것으로 판단된다.



(a) A-type

(b) B-type

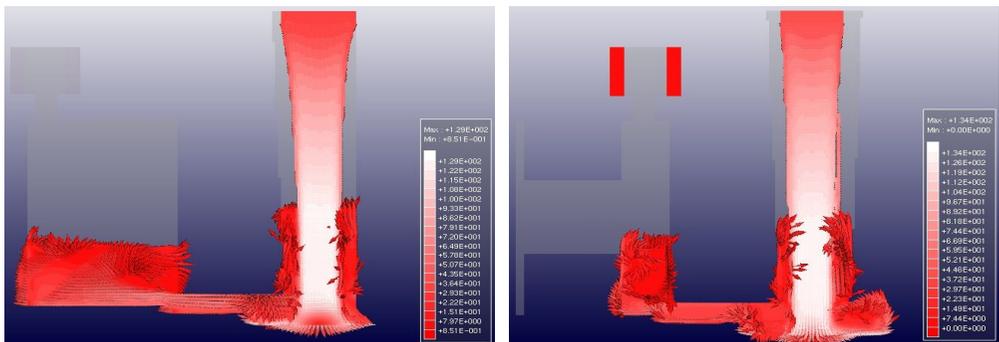
Fig. 4.34 The filling speed vector of 10% process



(a) A-type

(b) B-type

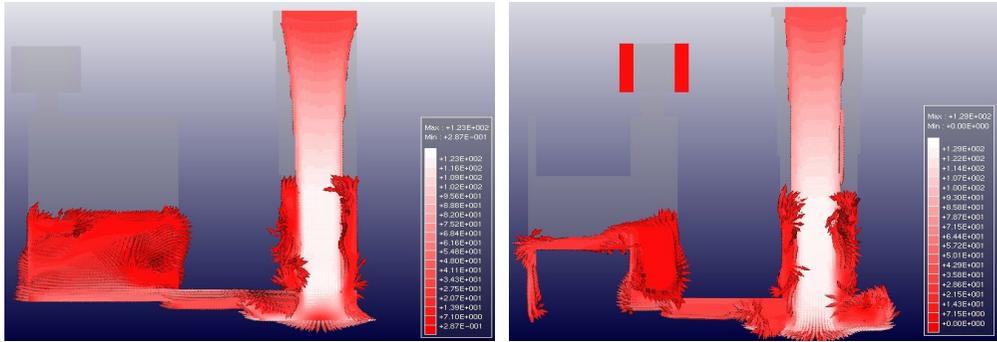
Fig. 4.35 The filling speed vector of 20% process



(a) A-type

(b) B-type

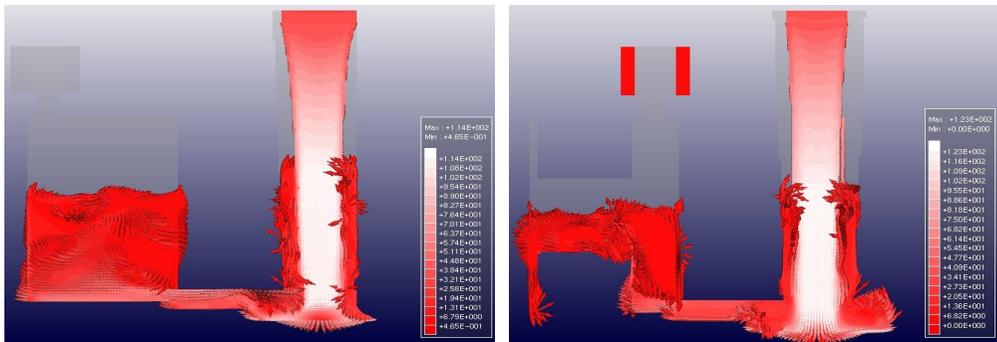
Fig. 4.36 The filling speed vector of 30% process



(a) A-type

(b) B-type

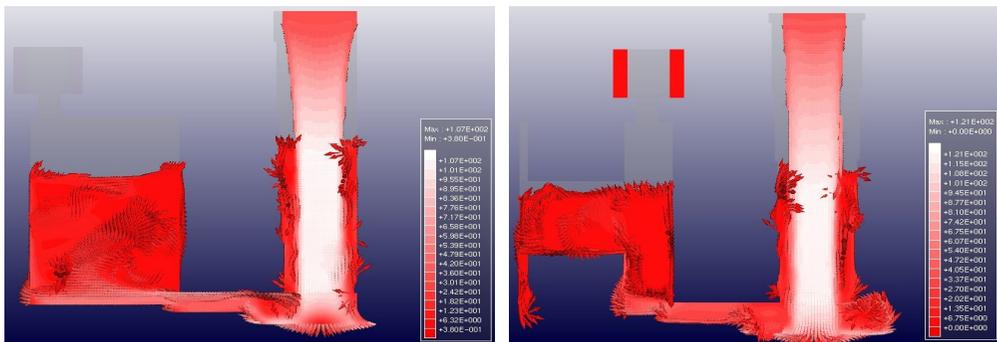
Fig. 4.37 The filling speed vector of 40% process



(a) A-type

(b) B-type

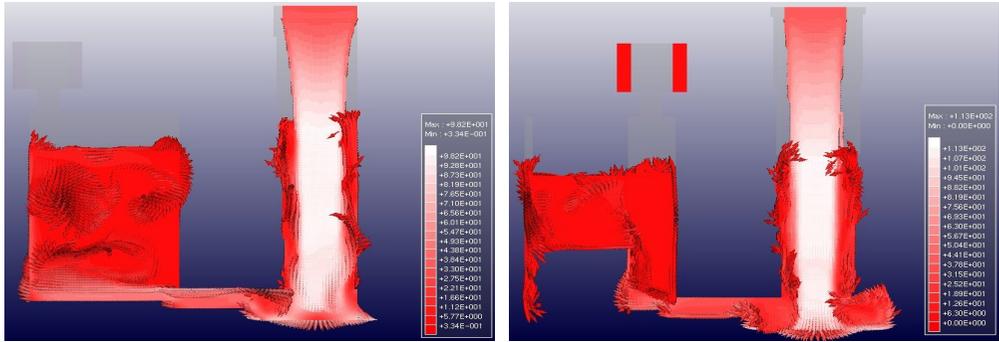
Fig. 4.38 The filling speed vector of 50% process



(a) A-type

(b) B-type

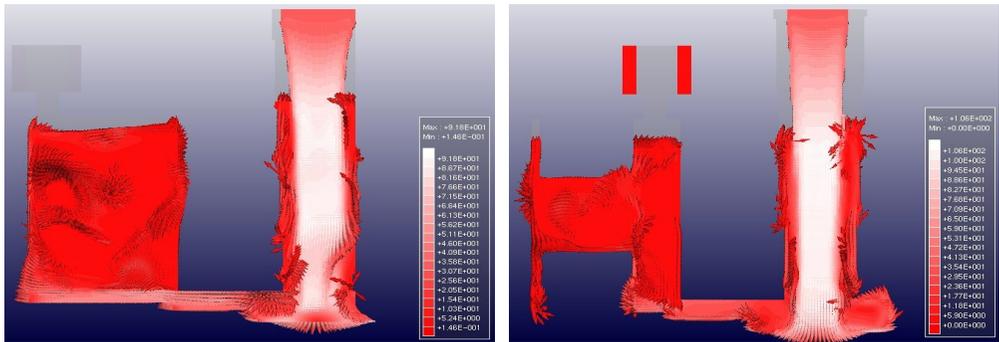
Fig. 4.39 The filling speed vector of 60% process



(a) A-type

(b) B-type

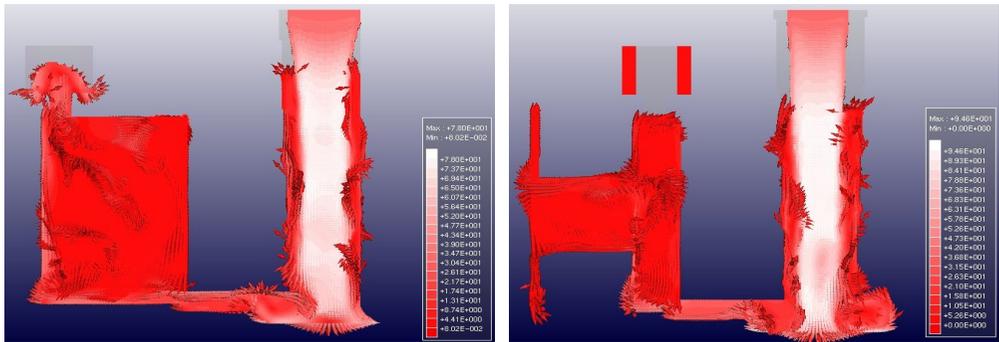
Fig. 4.40 The filling speed vector of 70% process



(a) A-type

(b) B-type

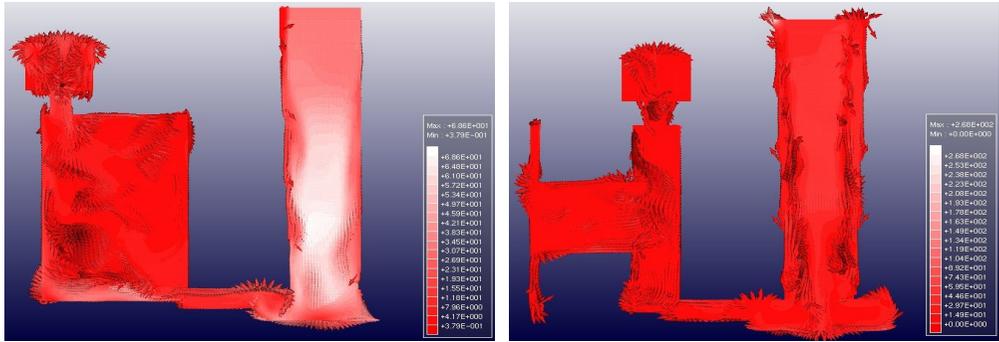
Fig. 4.41 The filling speed vector of 80% process



(a) A-type

(b) B-type

Fig. 4.42 The filling speed vector of 90% process



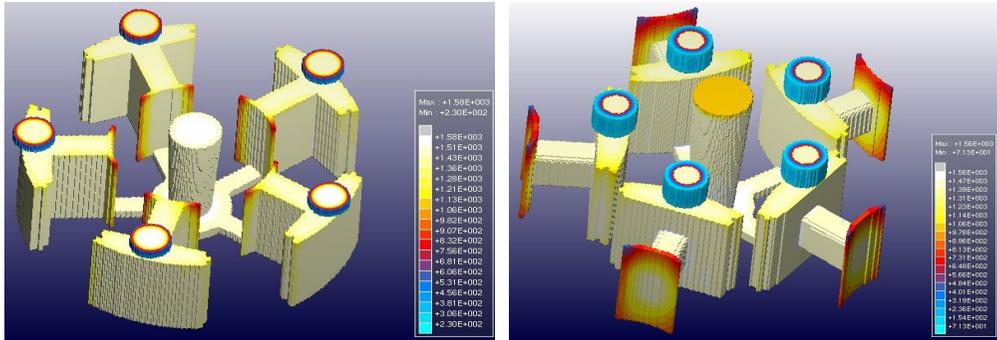
(a) A-type

(b) B-type

Fig. 4.43 The filling speed vector of 100% process

4.2.3 응고온도 및 수축현상

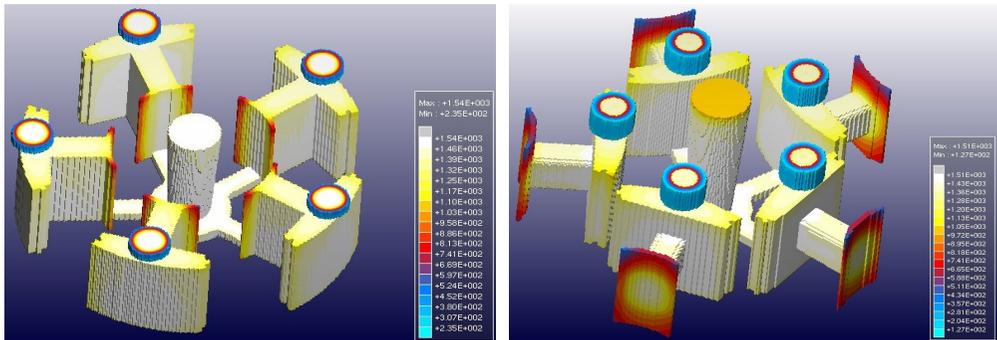
Fig. 4.44 ~ Fig. 4.47에서와 같이 응고 진행률이 10% ~ 40%에서 부터 표면의 온도가 하강하기 시작하여 Fig. 4.48 ~ Fig. 4.50에서와 같이 응고 진행률 50% ~ 70% 사이에서 급격히 온도가 떨어졌으며, Fig. 4.51 ~ Fig. 4.53에서와 같이 응고 진행률이 80% ~ 100%에서는 일부 온도가 중심부에 내재 되어 있는 것을 볼 수 있다. 충전 과정에서 열의 안정상태로 유지됨을 알 수 있으며, 1500℃ 정도에서 응고되기 시작하여 1,400℃에서 급속도로 냉각되기 시작하였다. 또한, 응고가 진행되는 중에 주조품에서 열이 급형으로 빠져 나오지 못하고 내재 되어 있으나, 주조품의 조직변화에는 큰 영향을 미치지 못했다. 또한, 코어 부품 부위의 얇은 부분에서 냉각이 빨리 시작하여 가장 두꺼운 부위에서 고온이 장시간 유지고 있었으며, 내재된 열을 A-type과 B-type을 분석한 결과 B-type 코어에서 열의 응고가 빠르며, 결합을 줄 수 있는 두꺼운 부분에서 열의 발산도 A-type보다 빨랐다. 주조품의 중심부를 절단하여 내부에 존재하는 열을 체크하여 본 결과에서도 부품 내부 부분에서 열이 빠져 나오지 못하는 현상을 볼 수 있으나 최종 주조방안인 B-type 코어에서는 이러한 문제점을 최소화 하였다. 수축에 따른 용체가 부족하여 게이트부 및 오버플로우의 용체가 코어 부품에 흡수 되어도 그 양이 부족하여 후육부와 침하하듯이 공간이 형성되어 결합이 발생하였다. 이로부터 최종 응고 시 제품중심의 후육부에서 기공, 수축결합이 발생할 가능성이 높은 것을 가시적으로 예측할 수 있었다. 또한, 충전과 동시에 1,500℃~1,600℃를 유지하고 있어 최종 충전 시 까지 유동에 지장을 주지 않음을 알 수 있었다.



(a) A-type

(b) B-type

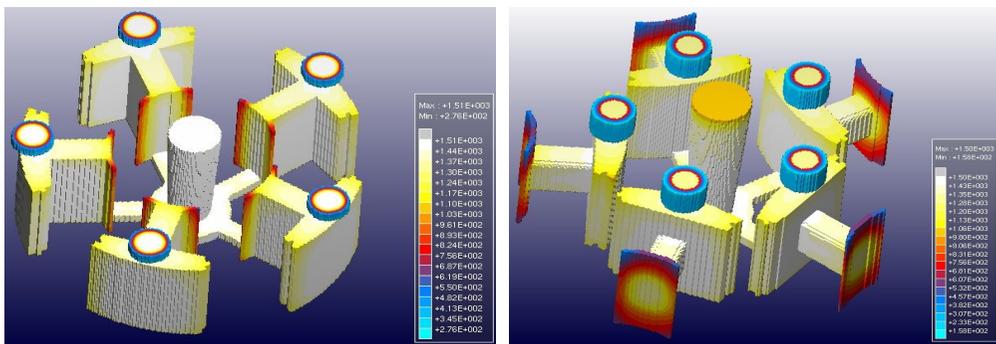
Fig. 4.44 The solidification temperature simulation results of 10% process



(a) A-type

(b) B-type

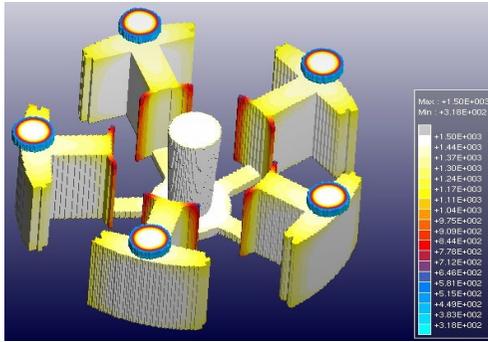
Fig. 4.45 The solidification temperature simulation results of 20% process



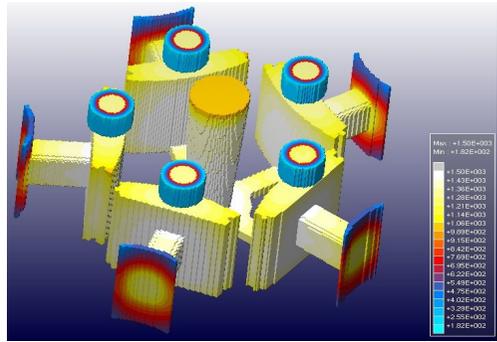
(a) A-type

(b) B-type

Fig. 4.46 The solidification temperature simulation results of 30% process

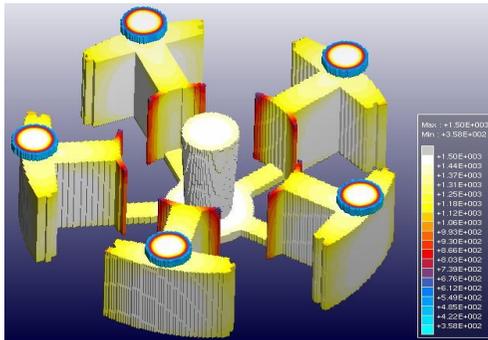


(a) A-type

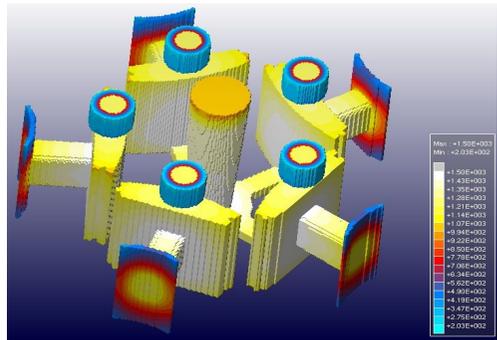


(b) B-type

Fig. 4.47 The solidification temperature simulation results of 40% process

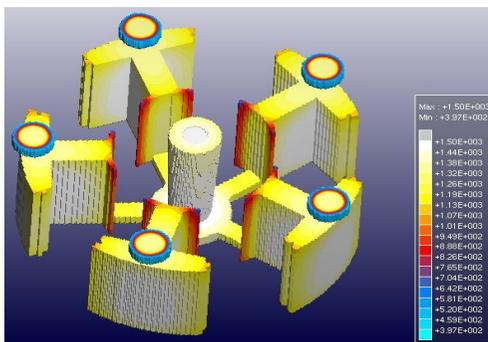


(a) A-type

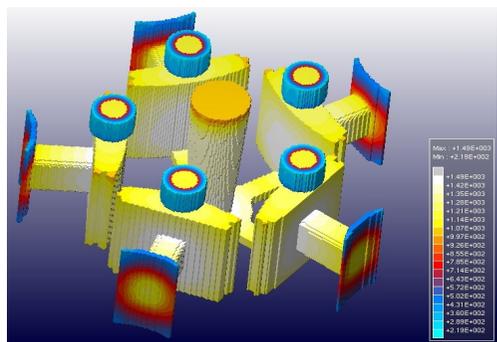


(b) B-type

Fig. 4.48 The solidification temperature simulation results of 50% process

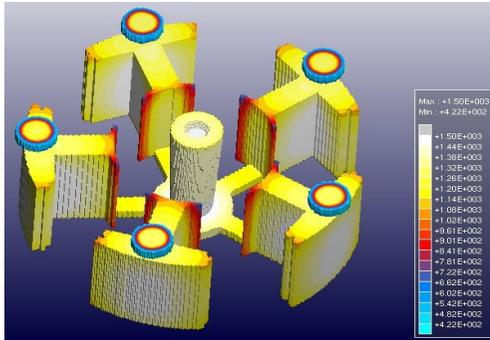


(a) A-type

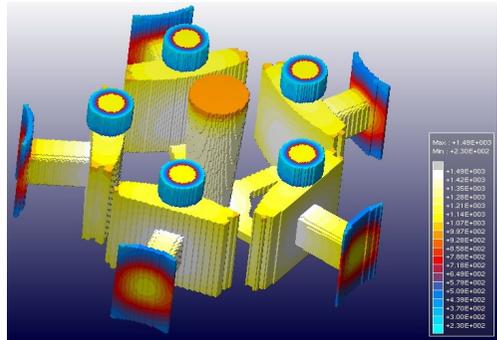


(b) B-type

Fig. 4.49 The solidification temperature simulation results of 60% process

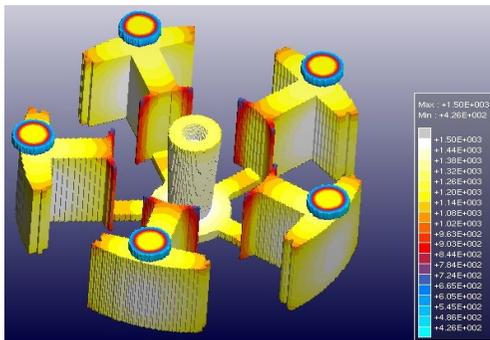


(a) A-type

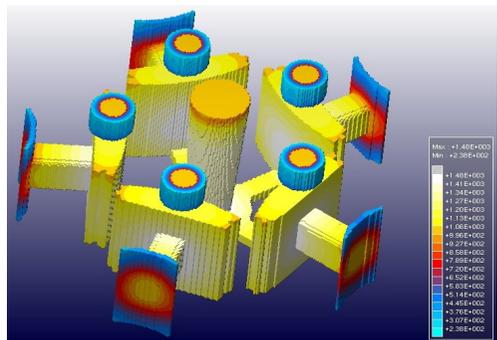


(b) B-type

Fig. 4.50 The solidification temperature simulation results of 70% process

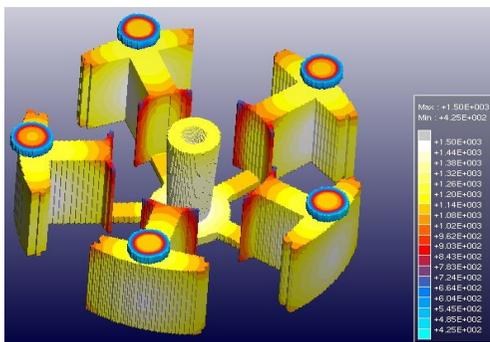


(a) A-type

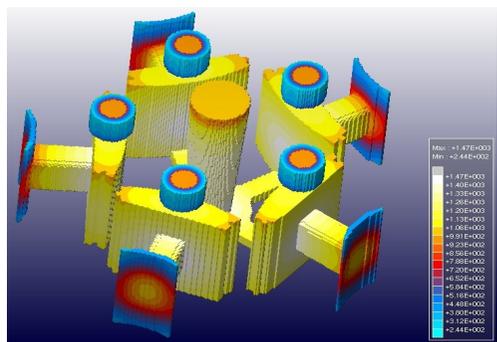


(b) B-type

Fig. 4.51 The solidification temperature simulation results of 80% process

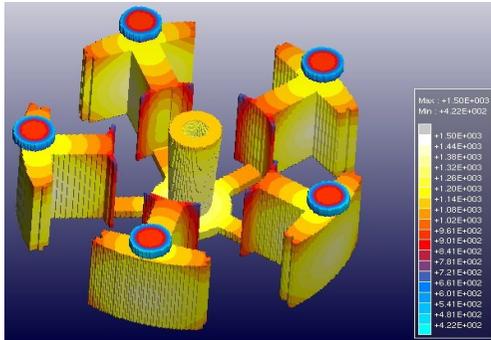


(a) A-type

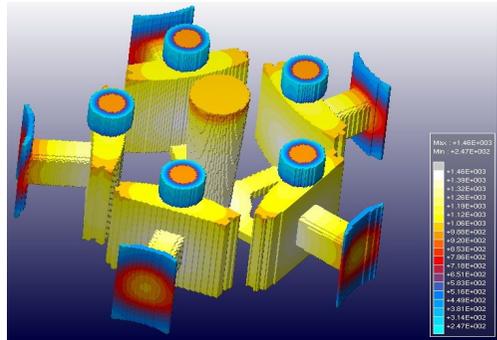


(b) B-type

Fig. 4.52 The solidification temperature simulation results of 90% process



(a) A-type



(b) B-type

Fig. 4.53 The solidification temperature simulation results of 100% process

4.2.4 유동 및 응고 열전대 분석

충진시 열전대를 부위별로 설정하여 충진 시 온도 변화를 관찰하고자 하였으며, 열전대 설정은 해당 부위의 온도변화를 확인하고 유동 및 응고 시 열전대에 대한 정보를 확인할 수 있다. Fig. 4.54는 열전대를 게이트부에 위치시키고 온도변화 측정을 실시하였으며, 그 결과 1초 이내에 충진과 동시에 1,500℃~1,600℃를 유지하고 있으며, 코어 정 중앙의 열전대 부분은 2초와 3초 사이에서 1,500℃이상, 코어 상면부의 열전대는 3초와 4초 사이에서 1,500℃를 유지하고 있어 최종 충진 시 까지 유동에 지장을 주지 않음을 알 수 있었다.

Fig. 4.55에서는 응고과정에서 진행률에 따라 응고온도의 변화를 나타낸 그림으로 충전완료 후 열의 안정 상태 및 냉각하기 시작 하는 시점을 알 수 있다. 그림에서와 같이 진행률 33%에서 냉각이 급격히 하강 상태로 변화 하고 있음을 알 수 있다.

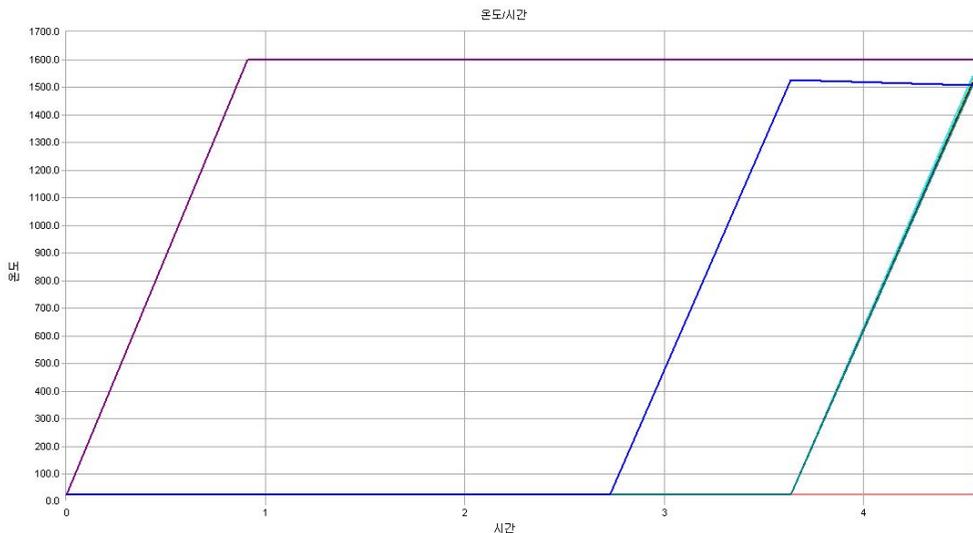


Fig. 4.54 Flow thermocouple temperature measurement results on the casting filling of BLDC core ; 1,500℃ ~1,600℃

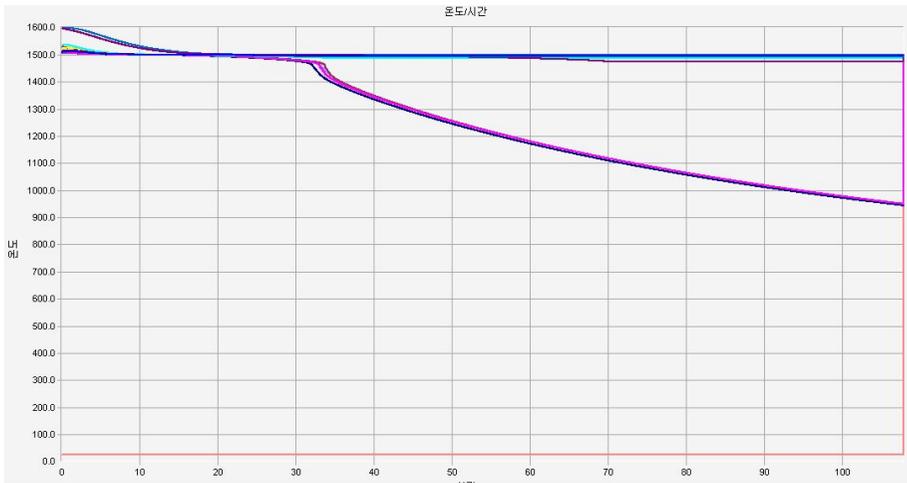


Fig. 4.55 Solidification transfer thermocouple temperature measurement results in the cooling of BLDC core ; 1,000°C ~1,600°C

4.3 코어 성형밀도

4.3.1 코어 분말압축 성형

Fig. 4.56은 분말압축 성형기에서 A-type과 B-type의 코어를 성형하는 것을 보여 주고 있다. Fig. 4.57은 분할 형 코어를 조립한 Stator를 보여준다^(17~18).

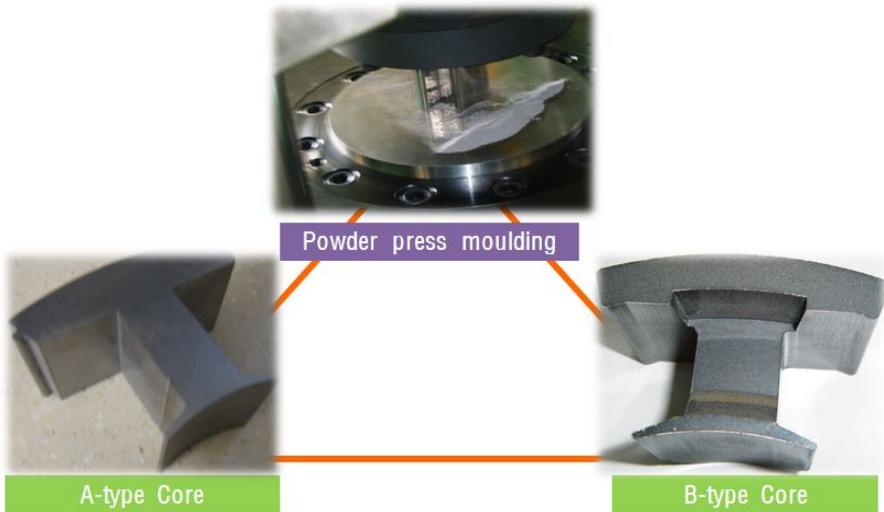


Fig. 4.56 Core manufacture and moulding part

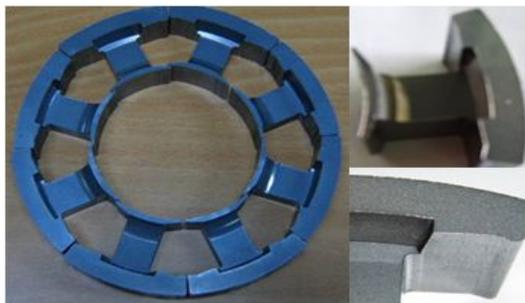


Fig. 4.57 Stator assembled moulding parts

4.3.2 BLDC 코어 밀도 측정

물질은 질량과 공간을 차지하고 있기 때문에 각 물질이 차지하는 일정한 부피 중에 포함되는 질량을 나타냄으로서 물질을 서로 비교하는 것이 가능하다. 물질의 밀도는 그 물질의 질량과 부피와의 비를 말하며, 단위는 g/cm^3 로 표시된다. Table 4.3은 랜덤으로 샘플링한 A-type과 B-type의 BLDC 코어를 밀도 실험한 결과 값을 보여주고 있고, Fig. 4.58에서와 같이 A-type과 B-type 모두 측정오차 범위 내에 평균 7.2 g/cm^3 와 7.16 g/cm^3 의 밀도 값이 나와 희토류영구자석의 밀도 범위인 $7.2 \text{ g/cm}^3 \sim 7.5 \text{ g/cm}^3$ 에 충족함을 알 수 있었다.^(15 ~ 18)

Table 4.3 A-type and B-type core molding density

No.	A-type (g/cm^3)	B-type (g/cm^3)
1	7.1	7.0
2	7.3	7.2
3	7.2	7.2
4	7.2	7.2
5	7.2	7.2
Average	7.20	7.16

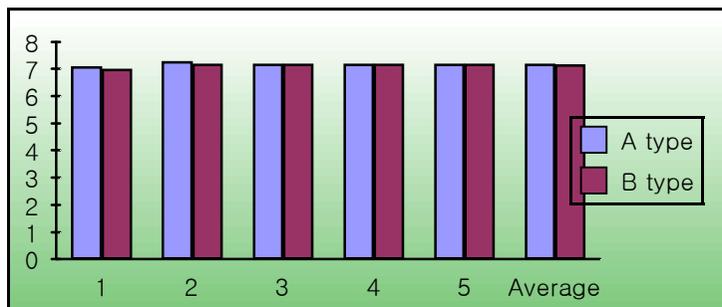
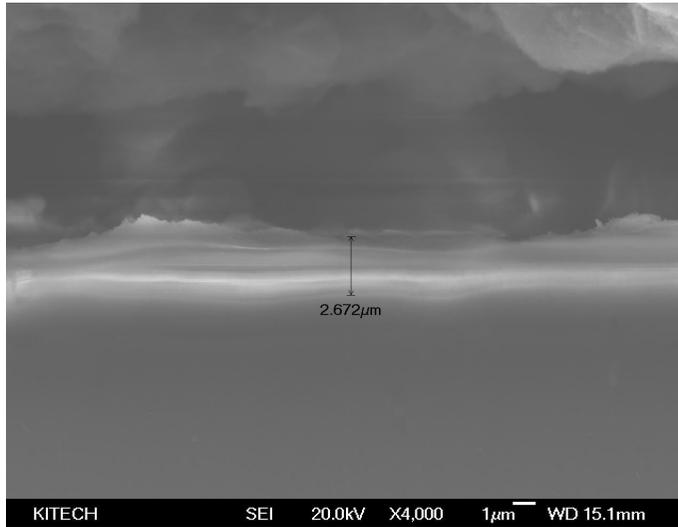


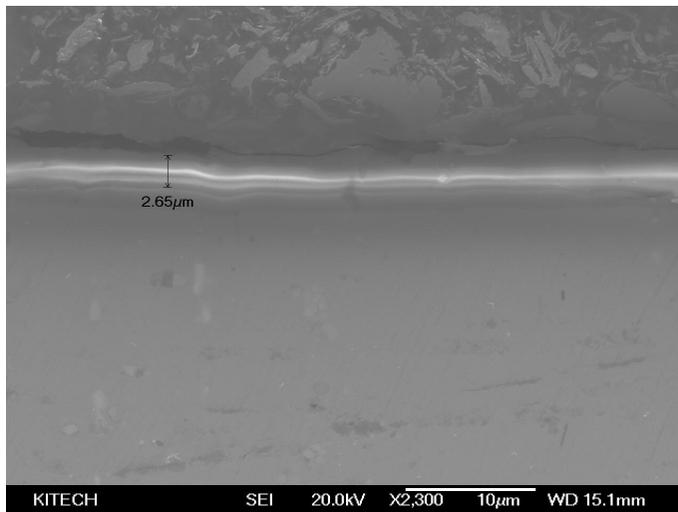
Fig. 4.58 Measurement results to the density test

4.4 기계적성질 및 미세조직 관찰

Photo 4.1은 A-1 시험편의 결과로서 15분 표면처리 처리 후 SEM을 이용하여 두께를 측정 한 값이다. 평균 두께는 $2.65\mu m$ 이다. Table 4.5는 A-1 시험편 마모시험 측정치 평균값이며, Fig 4.59는 마모시험을 실시하여 얻은 결과 그래프이며, 마찰계수의 평균적인 값이 $\mu=0.58$ 이며, 마모양상은 코팅층의 박리와 함께 연삭마모의 정형적인 모습을 나타냈다. Photo 4.2는 시험편 A-2의 결과 값으로 표면처리 후 두께측정을 한 결과 사진이다. 평균 두께는 $4.01\mu m$ 로 나타났다. Table 4.6은 A-2 시험편 마모시험 측정치 평균값이며, Fig 4.60 마모시험을 실시하여 얻은 결과 그래프이다. 마찰계수의 평균적인 값이 $\mu=0.53$ 으로 앞 시험보다 낮은 마찰계수 값을 얻을 수 있었다. Photo 4.3은 시험편 A-3의 결과 값으로 표면처리 후 두께측정을 한 결과 사진이다. 평균 두께는 $6.41\mu m$ 로 나타났다. Table 4.7은 A-3 시험편 마모시험 측정치 평균값이며, Fig 4.61의 마모시험을 실시하여 얻은 결과 그래프이다. 마찰계수의 평균적인 값이 $\mu=0.48$ 로 얻을 수 있었고 A-1, A-2 마모 그래프 보다 균일한 그래프를 얻을 수 있었다. Photo 4.4는 시험편 A-4의 결과 값으로 표면처리 후 두께측정을 한 결과 사진으로 평균 두께는 $8.09\mu m$ 로 나타났으며, Table 4.7은 A-3 시험편 마모시험 측정치 평균값이며, Fig. 4.62의 마모시험을 실시하여 얻은 결과 그래프로서 마찰계수의 평균적으로 값이 $\mu=0.44$ 로 가장 균일한 마모양상을 보였다.



(a) SEM image ; thickness $2.672\mu\text{m}$



(b) SEM image ; thickness $2.65\mu\text{m}$

Photo 4.1 Microstructure after anodizing of casting parts of A-1($\times 1000$) ; HNO₃ 100, HCl 50, F 1.5

Table 4.4 A-1 of times wear tests

Count	Coefficient of friction(μ)
1	0.58
2	0.59
3	0.60
4	0.57
5	0.58
Average	0.58

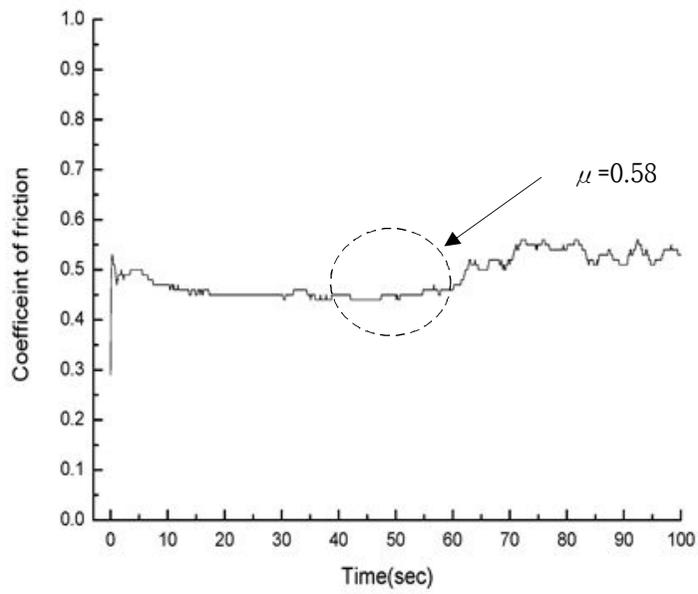
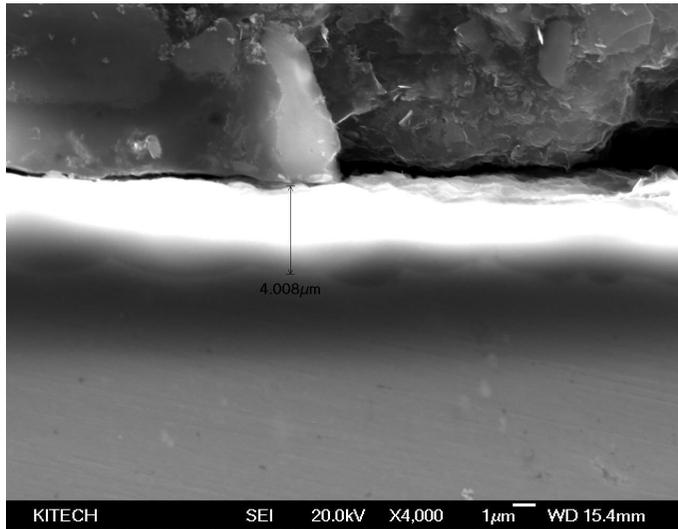
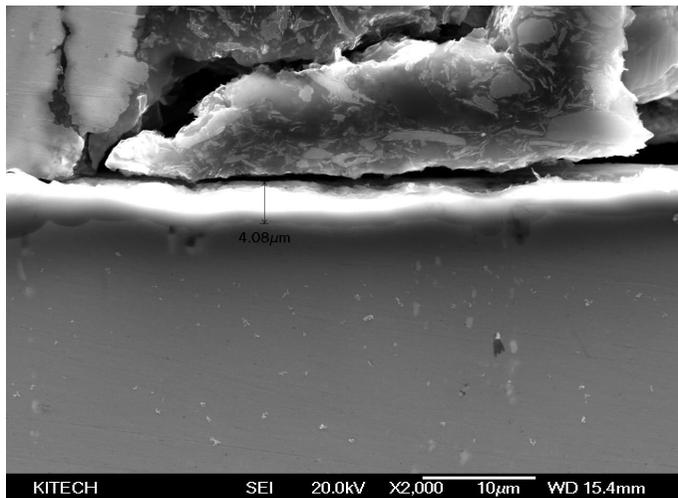


Fig 4.59 The wear test average of A-1



(a) SEM image ; thickness $4.008\mu\text{m}$



(b) SEM image ; thickness $4.08\mu\text{m}$

Photo 4.2 Microstructure after anodizing of casting parts of A-2($\times 1000$) ; HNO₃ 100, HCl 50, F 1.5

Table 4.5 A-2 of times wear tests

Count	Coefficient of friction(μ)
1	0.52
2	0.54
3	0.52
4	0.53
5	0.52
Average	0.53

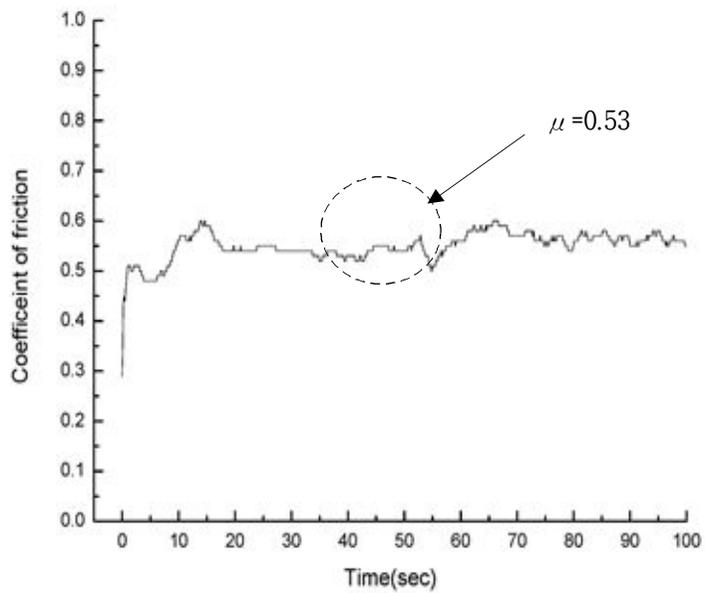
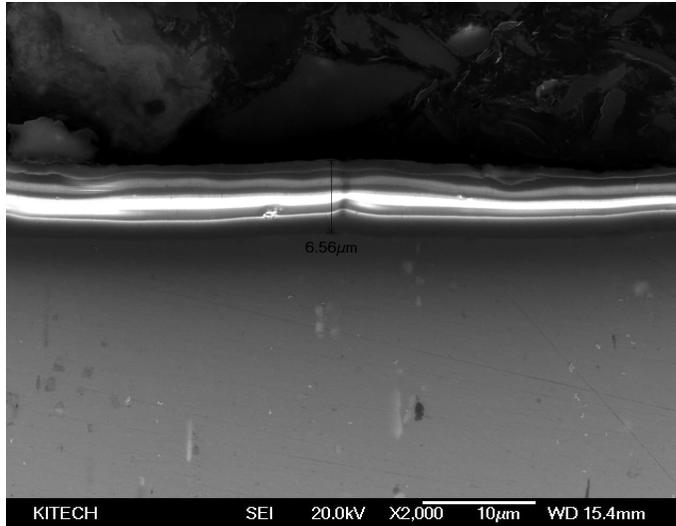
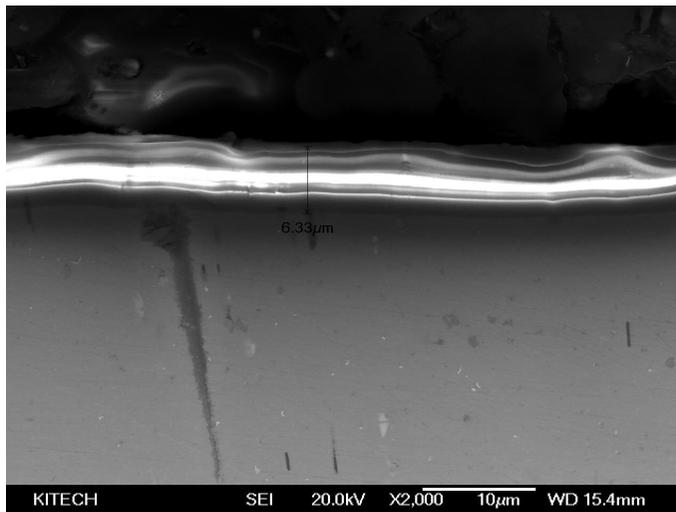


Fig 4.60 The wear test average of A-2



(a) SEM image ; thickness $6.56\mu\text{m}$



(b) SEM image ; thickness $6.33\mu\text{m}$

Photo 4.3 Microstructure after anodizing of casting parts of A-3($\times 1000$) ; HNO₃ 100, HCl 50, F 1.5

Table 4.6 A-3 of times wear tests

Count	Coefficient of friction(μ)
1	0.49
2	0.47
3	0.46
4	0.48
5	0.49
Average	0.48

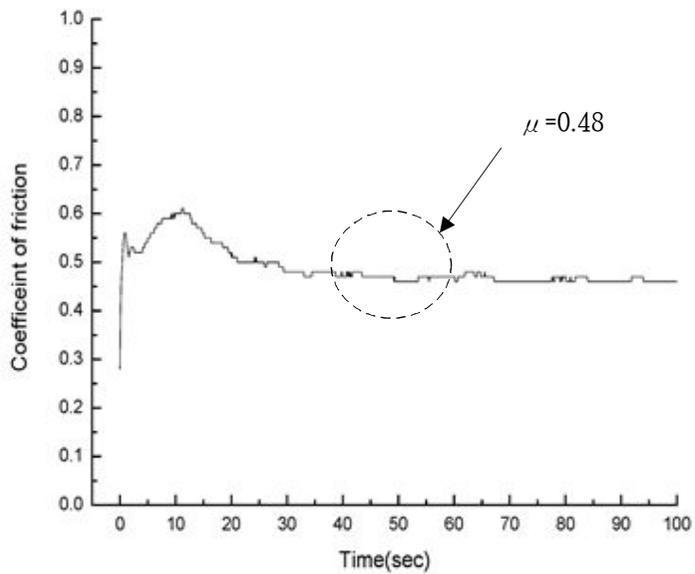
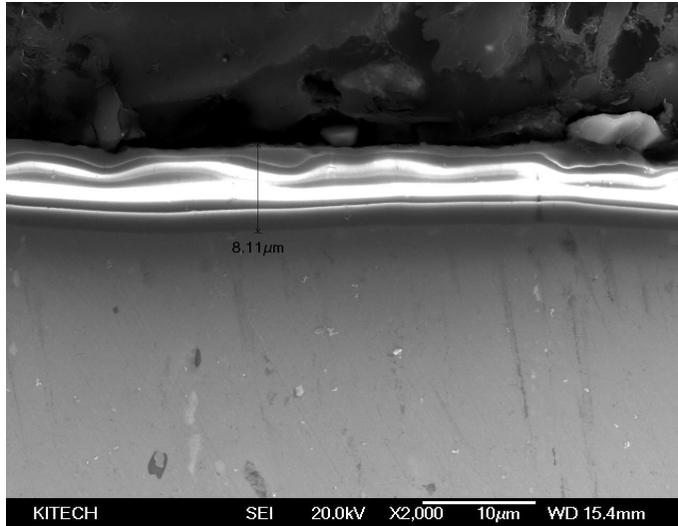
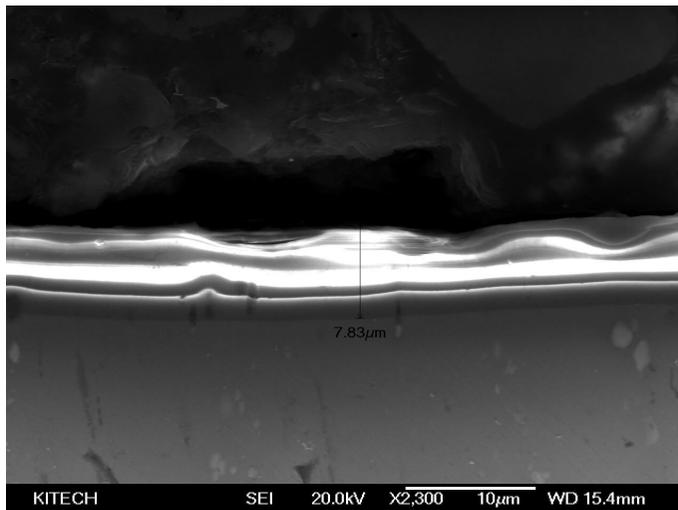


Fig 4.61 The wear test average of A-3



(a) SEM image ; thickness $8.1\mu\text{m}$



(b) SEM image ; thickness $7.83\mu\text{m}$

Photo 4.4 Microstructure after anodizing of casting parts of A-4($\times 1000$) ; HNO₃ 100, HCl 50, F 1.5

Table 4.7 AN-4 of times wear tests

Count	Coefficient of friction(μ)
1	0.42
2	0.44
3	0.42
4	0.43
5	0.45
Average	0.44

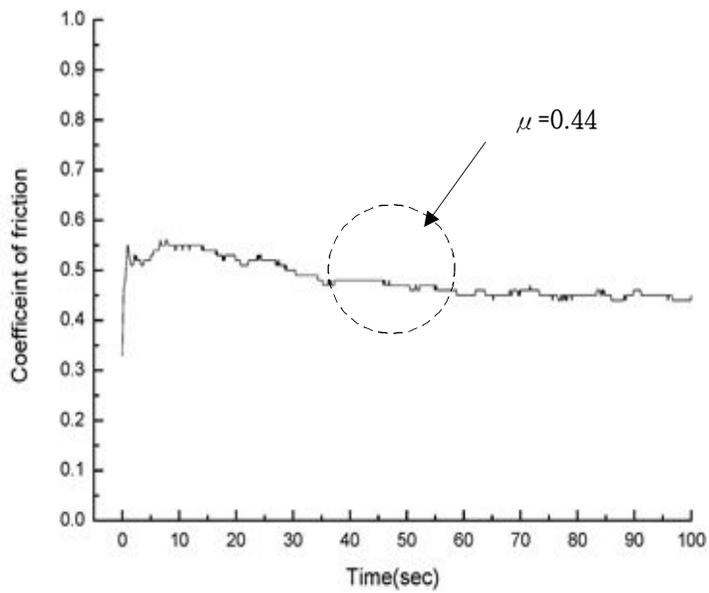


Fig 4.62 The wear test average of A-4

Fig. 4.64에서 화살표 방향과 같이 분말성형 BLDC 코어 부품을 그림위치와 가까운 부위의 시험편을 채취하여 비커스경도(SEJIN Ltd. SJTB-013) 시험을 하였다 (15 ~ 16) .

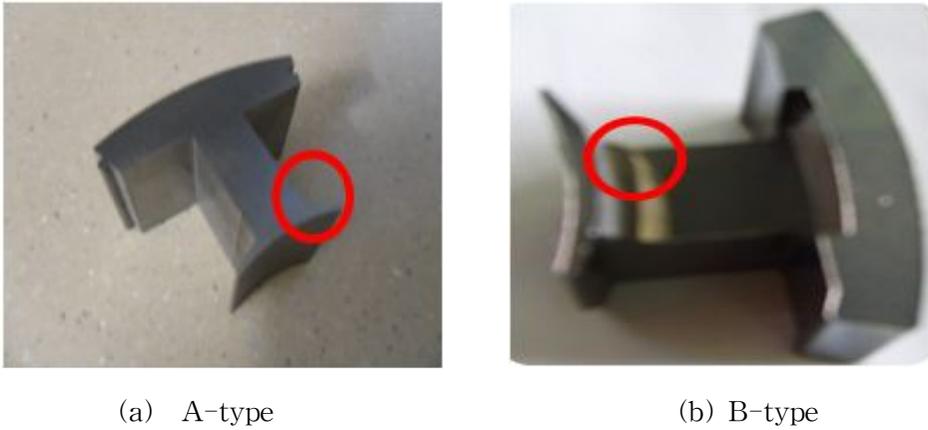


Fig. 4.63 HV hardness test zone

Table 4.8 Hardness test results

No.	A type	B type
1	588	577
2	592	582
3	576	579
4	592	572
5	584	583
Average	586.40	578.60

그 결과는 Table 4.9와 Fig. 4.65와 같다. A-type과 B-type 경도 시험 결과 A-type은 586.4, B-type은 578.6로 B-type이 A-type 보다 7.8 작게 나왔다. 약간의 미소한 차이가 있는 것은 측정 오차에 의한 것으로 판단된다. 희토류 영구자석중 대표적인 Sm-Co영구자석은 경도 Hv가 550~600 네오뎀자석은 Hv가 560~650이다. 이번 경도 실험을 통해서 개량된 B-type의 BLDC 코어의 취약부위의 경도 값이 기존 코어와 오차값 범위 내에서 미소한 차이만 보였으며, 네오뎀 자석의 데이터 값 범위에도 높게 측정되었음을 정확히 알 수 있었다. 희토류금속 중량을 줄이는 최적형상으로 제작하게 되어 현장에서는 제품의 신뢰성과 가격측면에서 이점을 가질 것으로 사료된다.

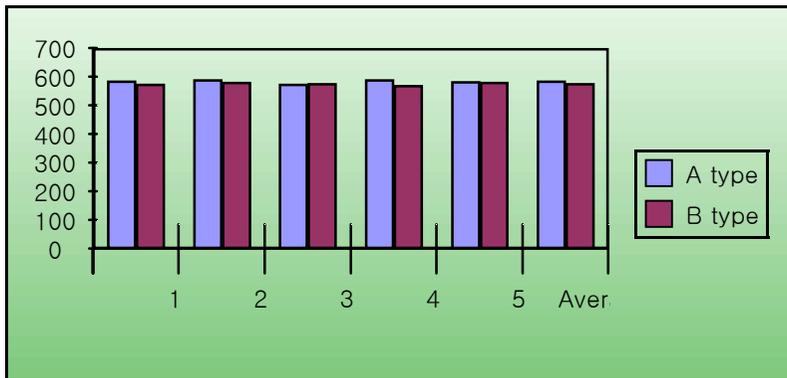


Fig. 4.64 Measurement results to the HV hardness test

Table 4.5~Table 4.8은 시험편 A-1~A-4의 경도측정 후 평균값이다. 경도측정 평균값이 A-1 시험편에서 Table 4.5와 같이 495.57, A-2 시험편에서 Table 4.6과 같이 496.29, A-3 시험편에서 Table 4.7과 같이 504.14, A-4 시험편에서 Table 4.8은 514.57로 측정 되었다. 경도 실험을 실시한 결과 알 수 있듯이 대량생산 방식인 주조법을 이용하여 분말성형에 동등한 기계적성질의 신뢰성 결과를 얻을 수 있었 으며, 이것은 경량화, 생산비용 절감, 생산시간을 줄일 수 있음을 본 연구를 통하여 검증 할 수 있었다.

Table 4.9 A-1 of vickers hardness test

hardness loading : 50g

Hardness \ Count	1	2	3	4	5	6	7	Average
Hv	496	499	494	495	497	494	494	495.57

Table 4.10 A-2 of vickers hardness test

hardness loading : 50g

Hardness \ Count	1	2	3	4	5	6	7	Average
Hv	498	496	499	493	495	496	497	496.29

Table 4.11 A-3 of vickers hardness test

hardness loading : 50g

Hardness \ Count	1	2	3	4	5	6	7	Average
Hv	504	501	509	503	501	502	509	504.14

Table 4.12 A-4 of vickers hardness test

hardness loading : 50g

Hardness \ Count	1	2	3	4	5	6	7	Average
Hv	510	519	511	515	515	519	513	514.57

제 5장 결론

본 연구는 주조방법을 이용하여 자동차 BLDC 모터 코어 부품을 개발 하고자 하였으며, 주조과정에서의 유동 및 응고 과정에 따르는 제 현상들을 정량적으로 예측하고, 주조설계에 있어서 최적화를 통하여 생산성 및 품질의 극대화를 얻고자 하였다. 전기자동차 구동시스템인 BLDC 모터 코어 부를 분할 가압 성형하여 제작하고, 신뢰성평가를 실시한 후 같은 성능의 BLDC 코어 와 개선된 BLDC 코어를 3차원 설계프로그램인 NX와 CATIA를 이용하여 모델링하였으며, 주조방안 설계를 통하여 주조 시 충전, 속도 및 응고 해석을 수행하여 부품의 건전성 평가 및 최적화 설계를 하였다. 그 연구결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. BLDC 모터 코어의 중량 절감 최적화 모델링을 한 결과 기존 BLDC 코어의 중량이 1.15kg에서 0.99kg로 감소하였다.
2. Ansys 프로그램을 이용하여 과도상태 열전달 해석결과 코어의 로터와 가까운 쪽 노치부의 온도분포 변화가 코어주위 온도분포 변화보다 크게 나타남을 알 수 있었다. 또한 이러한 해석결과를 토대로 과도상태 열전달 해석을 수행하여 열 거동 및 코어의 건전성 분석 작업을 통해 경량화 된 BLDC 모터 코어형상 도면화 작업을 수행 완료하였다.
3. 성형된 A-type 과 B-type의 시험편을 랜덤으로 추출하여 밀도 실험을 한 결과 A-type 과 B-type 모두 성형밀도 평균이 $7.2\text{g}/\text{cm}^3$ 으로 거의 동일하게 측정되어 희토류 영구자석의 평균밀도인 $7.2\text{g}/\text{cm}^3 \sim 7.5\text{g}/\text{cm}^3$ 에 근접하여 분말 성형 능력이 양호함을 알 수 있었다.
4. 분말성형된 BLDC 모터 코어를 A-type 과 B-type 경도 실험을 한 결과 A-type 은 Hv=586.4, B-type은 Hv=578.6로 B-type이 A-type보다 Hv=7.8 낮게 측정되었다. 측정오차를 감안한 경우 고려 대상 이었던 로터 부분쪽 노치부 경도가 네오뎀

자석 경도 범위 안에 들어 경량화된 부품의 상대적 기계적 성질이 양호함을 알 수 있었다.

6. 주조법을 이용한 시험편의 기계적 특성을 확인하기 위해서 경도 시험을 실시 한 결과 시험편의 경도 값은 Hv=515로 측정되었으며, 시험조건 중 30분 공정조건을 가진 A-4 시험편이 가장 높은 기계적 특성 값을 얻었다. 이것은 분말 성형된 시험편과 거의 동일한 신뢰성을 확보한 의미이며, 주조방식을 이용하여 대량생산이 가능함을 본 연구를 통하여 확보할 수 있었다.

7. 표면처리한 시험편에 대하여 마모시험 한 결과 표면처리 시간을 길게 한 시험편에서 표면층의 두께가 두꺼워짐에 따라 마찰계수 값은 작아짐을 알 수 있었다.

본 연구를 통하여 알 수 있듯이 향후 아노다이징 표면처리 과정을 통하여 EV 부품에 적용하면 경량화에 큰 역할을 할 것으로 판단되며, BLDC 코어를 생산현장에 적용하면 생산원가 5%이상 절감할 수 있었다. 모터 중량을 2% 감소시켜 BLDC 모터 경량화와 생산공정의 단순화로 생산단가를 낮출 수 가 있어 기업의 어려움을 해결 할 수 있었다. 또한 생산 적용 이전에 개발하기 위한 부품에 대하여 열 거동, 주조시 충전해석, 응고과정 관한 전체적인 경향을 해석함으로써 현장에서 모터를 설계하는 엔지니어에게 실질적인 도움이 될 것이라 사료 되고 향후 전기자동차 보급에 따른 고효율 모터생산에 일조 할 것으로 사료된다.

REFERENCES

1. MATLAB 활용 전기자동차, 박한웅, 아진, 2008.
2. Hyun, G. H, Son, B. G, 전기자동차의 원리와 응용, 미학사, pp.273~295, 2005.
3. Hwang, T. K., Rhee, S.H., Kim, D.R. and Moon, S.I., "A Study on the Nondestructive Test Method for Adhesively Bonded Joint in Motor case Assembly", Journal Of the KSNT, Vol. 26, No. 5, pp. 343~352, 2006.
4. Evaluation of structural Characteristic and Integrity for Rocket Motor Case according to Dome Type", Journal of the KSPE, Proceedings of the KSPE Spring Conference, pp.257~262, 2009.
5. Y. G. M. Ehsani, S. E. Gay and A. Emadi, "Mordern Electric, Hybrid Electric and Fuel Cell Vehicles: Fundamentals, Theory, and Design," CRC Press, 2005.
6. Brushless Motors ATS-ELC-1-2000, 산업자원부 기술표준원, 2000.
7. D. Hanselman, "Brushless Permanent Magnet Motor Design," 2003.
8. B. Stumberger, et al., "Performance comparison of three-phase flux reversal permanent magnet motors in BLDC and BLAC operation mode," Journal of Magnetism and Magnetic Materials, vol. 320, pp. E896~E900, Oct 2008.
9. Jang, G. H., and Chang, J. H., Numerical analysis of the eletromechanically coupled magnetic field in brushless DC motor, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, Vol. 7, NO. 2, pp.1223~1225, 2001.
10. D. Ishak, Z.Q. Zhu, D. Howe, "Comparative Study of Permanent Magnet Brushless Motors with All Teeth and Alternative Teeth Winding", IEE International conference of Power Electronics and Electrical Machines(PEMD), Edinburgh, United Kingdom, 2004.
11. 김기찬, "EV/HEV용 매입형 영구자석 동기전동기의 최적 설계 및 제어 특성연

- 구,” 학위논문(박사), vol. 한양대학교 대학원, 2008.
12. Duane C. Hanselman, Brushless Permanent Magnet Motor Design, McGraw-Hill, pp.86 ~ 89, 1993.
 13. Hendershot, J. R. and Miller, T.J.E., Design of Brushless Permanent-Magnet Motors, Magna Physics Publishing, Oxford, 1994.
 14. Ki-Jin Han et al., "Optimal Core Shape Design for Cogging Torque Reducing of Brushless DC Motor Using Genetic Algorithm," IEEE Transactions on Magnetics, Vol.36, No.4, pp.1927 ~ 1931, 2000.
 15. 정명식, “분말 재료의 압축성형 및 소결 공정의 유한요소해석,” 학위논문(박사), vol. 서울대학교 대학원, 2010.
 16. 희토류 자원전쟁, 김동환, 미래의창, 2011.
 17. 초강력 영구자성체 [희토류철계 영구자석재료], 윤석길, 울산대학교 출판부, 2002.
 18. 자성재료학, 노태환, 두양사, 2006.
 19. A.J.DAY, "A finite element approach to drum brake analysis, 1999.
 20. S.Y.Kim, M. Phill, "Drum brake noise and vibration analysis", 1993.
 21. N. Rebelo, H. Rydstad and G. Schroder, "Simulation of material flow in closed-die forging by model techniques and rigid-plastic FEM, in numerical method in industrial forming process", Pineridge press, Swansea. U.K. p.237 ~ 249, 1980.
 22. Peeters, F. J. H., "Thermal Analysis by means of Finite Element Methods," MARC Manual
 23. Swanson, J. ANSYS 12.0, ANSYS Inc., U.S.A. 2010.
 24. ANSYS User's Manual for Revision 11.0, ANSYS, Inc. 2006.
 25. ANSYS, Inc., Theory Reference for ANSYS and ANSYS Workbench Release 12.0, 2009.
 26. Logan의 유한요소법 첫걸음, Daryl L. Logan 원저 신중계, 이용신, 조성욱 공역,

시그마프레스, 1998.

27. 알기쉬운 유한요소해석, 구남서의 5명, (주)피어슨 에듀케이션 코리아.2001
28. ANSYS를 이용한 유한요소해석 3 Third Edition, Saeed Moaveni 지음, 방정선 옮김. 도서출판 ITC, 2008.
29. CONCEPTS AND APPLICATIONS OF FINITE ELEMENT ANALYSIS. FOURTH EDITION, Robert D Cook, David S. Malkus, Michael E. Plesha, Robert J. Witt. 2001.
30. Cengel 열전달 2nd Edition, 김유, 김경훈, 김병철, 김창녕, 유성연, 이종봉 공역, 2003.
31. K. Azar and J.E. Graebner, "Experimental Determination of Thermal Conductivity of Printed Wiring Boards", 1996.
32. Joonyun Kim and BoGwan Kim, "Thermal Analysis of Electronic Devices in an Onboard Unit Considering Thermal Conduction Environment", 2006.
33. Tunner CW, Klimas SJ, Brideau MG, "Thermal resistance of steam-generator tube deposits under single-phase forced convection and flow-boiling heat transfer" CanadianJournal of Chemical Engineering, Vol.78, No.1, 53~60, 2000.
34. Yunas A.Cengel "Thermodynamics An Engineering Approach" MGH.pp821, 2003.
35. Frank P. Incropera. David P. Dewitt "Introduction to Heat Transfer", Science & Technology of fourth edition, pp.2~9. pp.834, 2001.
36. Ming, C. and Cheng, F. Y., Steady-state and dynamic thermal models for heat flow analysis of silicon-on-insulator MOSFETs, Elsevier Ltd, 2004
37. Yuan, Z. X., Saniei, N. and Yan, X. T., Turbulent heat transfer on the stationary disk in a rotor-stator system, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46, pp. 2207~2218, 2003.
38. Madhavan, P. N. and Sastri, V. M. k., Conjugate natural convection cooling of

- protruding heat sources mounted on a substrate placed inside an enclosure; a parametric study, *Computer methods in applied mechanics and engineering* Vol. 188, pp.187 ~ 2002.
39. Deng, Q. H., Tang, G. F. and Ha, M. T., Interaction between discrete heat sources in horizontal natural convection enclosures, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 45, pp.5117 ~ 5132, 2002.
 40. Holman, J.P.,2005, *Heat transfer*, McGraw-Hill Education, 9th edition
 41. Kim, H.k, Oh, S.I, 1996, Evaluation of heat transfer coefficient distribution by inverse analysis, *The Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol.20, No.12, pp3856 ~ 3870
 42. Kwak, H.S, Lee, S.E, Park, K.S, Kim, K, A computational study on free convection for thermal performance evaluation of a SWNT thin-film heater, *Korean Society of Computational Fluids Engineering*, pp. 315 ~ 320, 2009.
 43. T. M. Huang, C. Gau and Win Aung, "Mixed convection flow and heat transfer in a heated vertical convergent channel", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 38, No. 13, pp. 2445 ~ 2456, 1995.
 44. F. J. Higuera and Yu. S. Ryazantsev, "Natural convection flow due to a heat source in a vertical channel", *Int Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 45. pp. 2207 ~ 2212., 2002.
 45. A. G. Fedorov and R. Viskanta, , "Turbulent natural convection heat transfer in an asymmetrically heated, vertical parallel-plate channel", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 40, No. 16, pp. 3849 ~ 3860, 1997.
 46. N. K. Ghaddar and F. Theile, "Natural convection over a rotating cylinder heat source in rectangular enclosure", *Numerical Heat Transfer, Part A*, 26 pp. 701 ~ 717, 1994.
 47. W.T.Kim, K.S.Kim, " Forced Convective Cooling Characteristics with Stacked

- Modules of Multi-PCBs' in Telecommunication Cabinet", International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration, Vol.8, No.2, 230~239, 1996.
48. Environmental Protection Agency, Ireland's national greenhouse gas emissions inventory for 2007, Environmental Protection Agency, Wexford, Ireland (2008).
 49. European Commission, EU energy in figures 2009, Office for the Official Publications of the European Communities, Luxembourg (2009).
 50. Williamson, A. Emadi and K. Rajashekara, Comprehensive efficiency modeling of electric traction motor drives for hybrid electric vehicle propulsion applications. IEEE Transactions on Vehicular Technology, 56 4 , pp. 1561 - 1572. (2007).
 51. M. Ahman, Primary energy efficiency of alternative power trains in vehicles. Energy, 26, pp. 973 - 989, (2001),
 52. S. W. Lim 열처리공학회지. "전기자동차용 신재료 · 신부품 개발"제 23권 제 6 호, pp. 350~355, (2010).
 53. 최전. "국산 전기자동차 개발현황과 전망." 대한전기협회. 전기저널. pp. 29~33. (2010).
 54. S. H. Han. Theories and Applications of Anodic Film Formation on Al-uminum. Surface Engineering Lab, Korea Institute of machinery&Metal.(1989).
 55. G. S. Jang. "금속표면처리와 표면처리법 실무", youngkwang-matal, pp.51~59. (2004).
 56. S. H. Han, G. EThompson and G. C. Wood : Trans. Inst. Metal Finishing. 6, 102. (1988).
 57. I. S. Kwon and E. P. Yoon. Electrodeposition with Pulsed Current. Dept. of MetallurgicalEngineering,HanyangUniversity (1998).

58. J. S. Kim, R. H. Song, S. I. Pyun. The Principle and Practice of Pulse Plating. Dept. of Materials Sci. and Eng. Korea Advanced Institute of Science and Technology (1997).
59. J. S. Kim, R. H. Song, S. I. Pyun and H. C. Kim: J. Mater. Sci., to be submitted. Y. Y. Wang, C. S. Tung and C. C. Wan : Met. Finish., 78. (1980).
60. J. S. Kim, R. H. Song, S. I. Pyun. The Principle and Practice of Pulse Plating. Dept. of Materials Sci. and Eng. Korea Advanced Institute of Science and Technology (1997).
61. G. R. Perger : Electro deposition and Surface Treatment, 2, 369. (1979).
62. J. W. Hwang, Comparative Study on Anodizing Process of Aircraft Parts. Busan University (2008).
63. Study on growth characteristics of self organized porous anodic aluminum oxide N. Cabrera and N. F. Mott : Rept. Progr. Phys. 12, 163. (1948-49).
64. Y. Xu : Ph. D. Thesis, UMIST (1984).
65. S. H. Han : Ph. D. UMIST (1986).
66. G. E. Thompson, R. C. Furneaux and G. C. Wood : Corros. Sci 18 (1978).
67. J. P. O'Sullivan and G. C. Wood : Proc. Royal Soc. London, A317 (1970).
68. J. S. L. Leach and P. Neufeld : Corros. Sci. 9. (1969).
69. T. P. Hoar and J. Yahalom : J. Electrochem. Soc, 110. (1963).
70. J. W. Diggle, T. C. Downie and C. W. Goulding J. Electrochem. Soc., 116, (1969).
71. J. Siejka and C. Ortega: J. Electrochem. Soc. 124. (1977)
72. H. Hasegawa, et al., "The Friction and Wear Characteristics in Refrigerant (1996).
73. Atmosphere", Proceedings of JAST Tribology Conference Tokyo, pp.489,

- (1991).
74. M. A. Boles, "Thermodynamics" An Engineering Approach, 4th edition, pp.256-257, (1991).
 75. Y. J. Lee, J. Y. Moon, "A Study on Friction and Wear Characteristics of the Scroll Compressor Sliding Surfaces in the Natural Refrigerant CO₂ Environment", 성균관대학교 일반대학원 석사학위논문, (2004).
 76. B. K. Lee, "Tribology 개론", 동명사, pp.196-200, (1987).
 77. S. A. Lee, "Effect on tribological behavior of the white layer formed on high carbon steel", 성균관대학교 일반대학원 석사학위논문 (2010).
 78. J. F. Archard and W. Hirst, "The wear of metals under unlubricated conditions" Proc. Roy. Soc., pp.236-397, (1956).
 79. T. S. Eyre, "Wear characteristics of metals", Tribology Int. Oct., pp.203-212, (1976).
 80. M. Kruschov, "Resistance of metals to wear by abrasion: related to hardness", Engrs Conf. Lubrication and Wear, pp.655-659, (1957).
 81. R.C.D Richardson, "The wear of metals by relatively soft abrasives", pp.245-75, (1968).
 82. N. P. Suh, "Delamination Theory of Wear", Vol. 25, pp.111-124, (1973).
 83. LW Garber, : Die casting Eng. No. 24, Vol. 2, pp. 24~26, 1980.
 84. William T. Andresen : Die casting engineer.
 85. Z HANG Weishan, XIONG Shoumei, LIU baicheng : Journal of Materials processing technology 63, pp. 707~711, 1997.
 86. J, Szekeley and A. S. Jassal, Metall. Trans, 9B pp. 389, 1978.
 87. J. Cambell, Mat. Sci. & Tech, Vol.17, pp. 885, 1991.
 88. K. R. Brown, M. S. Venie, R. A. Woods, "The Increasing Use of Aluminum in Automotive Applications", JOM, Vol. 47, Issue 7, pp. 20~23,

July 1995.

89. S. Okaniwa, "アルミニウム押出しのメタソルフロー", 軽金属, Vol. 36, No. 8, pp.507-513, 1986.
90. S. Okaniwa, "アルミニウム押出し", 軽金属, Vol. 40, No. 1, pp.64~73, 1990
91. S. Okaniwa, "アルミニウム押出し", 軽金属, Vol. 45, No. 8, pp. 471~489, 1995.
92. O. Lohne, N. Ryum, "Simulation of Hot Tearing of Aluminum Alloys", Proceedings of the fourth Int'l aluminum extrusion technology seminar, Vol. 2, pp.303~308, 1988.
93. 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.
94. 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.
95. J. Zasadzinski, W. misiol다, "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.
96. 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.
97. 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.
98. 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.
99. 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.
 100. 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.
 101. D. Ruppin, W. Strehmel, Aluminum, E285, 1983.
 102. K. Takeuchi, "押出製品温度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.
 103. K. Takeuchi, "壓出中のビレット, ダイ, コンテナの温度上昇", 軽金属, Vol. 32, No. 12, pp. 654~661.
 104. Y. Lie, Y. Yoshida, M. Inoue, T. Yamashita, "誘導加熱したビレットの温度分布解析", 軽金属, Vol. 40, No. 7, pp. 533~537.
 105. J. P. Holman "heat transfer" 7th edition.
 106. D.G.R. Sharma, M. Krishnan, AFS Transactions, pp. 429~438, 1991
 107. Y.Nishida, H. Matsubara; British foundryman, Vol. 69, pp. 274~278, 76.
 108. E. Niyama and K. Anzai ; Material process vol. 34, No. 3, 1993.
 109. Y. Yamamoto, Y. Iwata and M. Nakamura; Imono. Vol. 60, pp. 770~776, 1988.
 110. L.H. Kallien, P.Bellity, F. Odor and J.C.Sturm : AFS casting congress 1992.
 111. P.N.Hansen, E. Flender and J. C. Sturm : int. Conf. On Best practice in foundries 11, 1993.
 112. B.H.Hu, K.K. Tong, X.P. Niu, I. Pinwill, i Journal of Materials Processing Technology 2000 Vol. 105, pp. 128~133, 2000.
 113. 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.
114. 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.
115. 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.
116. J. P. Holman "heat transfer" 7th edition
117. B.H.Hu, K.K. Tong, X.P. Niu, I. Pinwill, *Journal of Materials Processing Technology* 2000 Vol. 105 pp. 128~133, 2000.
118. D.G.R. Sharma, M. Krishnan, *AFS Transactions*, pp. 429~438, 1991.
119. Y.Nishida, H. Matsubara; *British foundryman*, Vol. 69, pp. 274~278, 1976.
120. 부정숙, 서용권, 송동주, 김경천, *공역 : 유체역학* (2nd 48 edition)
121. E. Niyama and K. Anzai ; *Material process* vol.34, No. 3, 1993.
122. Y. Yamamoto, Y. Iwata and M. Nakamura; *Imono*. Vol. 60, p.770~776, 1988.
123. 이상목, 이영철, 최정길, 홍준표 Vol. 18, No. 2 pp. 190~198. 1998.
124. Yimer, B. and Senthil, K., "Experimental and Analytical Phase Change Heat Transfer," *Energy Conversion and Management*, Vol. 39, No. 9, pp. 889~897, 1998.
125. Thomas, B. G., Samarasekera, I. V. and Brimacombe, J. K., "Comparison of Numerical Modeling Techniques for Complex, Two-Dimensional, Transient Heat-Conduction Problem," *Metallurgical Transaction B*, Vol. 15B, pp. 307~318, 1984.
126. 박 삼수 : Die cast 현장기술.

127. 김억수 이광학 : 구조 vol. 18 No. 3, 1998.
128. Tacke, K. H., "Discretization of the Explicit Enthalpy Method for Planar Phase Change," International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 21, pp. 543~554, 1985.
129. Storti, M., Crivelli, L. A. and Idelsohn, S. R., "Making Curved Interfaces Straight in Phase-Change Problems," International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 24, pp. 375~392, 1987.
130. Gupta, R. S. and Kumar, A., "Isothermal Migration Method Applied to Fusion Problems with Convective Boundary Conditions," International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 26, pp. 2547~2558, 1988.
131. Hsiao, J. S., "An Efficient Algorithm for Finite-Difference Analysis of Heat Transfer with Melting and Solidification," Numerical Heat Transfer, Vol. 8, pp. 653~666, 1985.
132. Voller, V. R., "Implicit Finite-Difference Solutions of the Enthalpy Formulation of Stefan Problems," IMA Journal of Numerical Analysis, Vol. 5, pp. 210~214, 1985.
133. Reddy, M. P. and Reddy, J. N., "Numerical Simulation of Forming Processes using a Coupled Flow and Heat Transfer Model," International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 35, pp. 807~833, 1992.
134. Rebelo, N. and Kobayashi, S., "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer-I," International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 22, pp. 699~705, 1980.
135. Wertheimer, T. B., "Thermal Mechanically Coupled Analysis in Metal Forming Processes," MARC Manual.
136. Rebelo, N., Nakazawa, S., Wertheimer, T. B. and Nagtegaal, J. C., "Coupled Thermomechanical Analysis : Numerical and Computational Issues," MARC

- Manual.
137. Peeters, F. J. H., "Thermal Analysis by means of Finite Element Methods," MARC Manual.
 138. Brown, S. B., Kim, K. H. and Anand, L., "An Internal Variable Constitutive Model for Hot Working of Metals," *International Journal of Plasticity*, Vol. 5, pp. 95~130, 1989.
 139. Lewis, R. W. and Bass, B. R., "The Determination of Stresses and Temperatures in Cooling Bodies by Finite Elements," *Journal of Heat Transfer*, ASME, Vol. 98, pp. 478~484, 1976.
 140. Kristiansson, J. O., "Thermal Stresses in the Early Stage of Solidification of Steel," *Journal of Thermal Stresses*, Vol. 5, pp. 315~330, 1982.
 141. LW Garber, : *Die casting Eng.* 24(2) pp. 24-26, 1980.
 142. William T. Andresen : *Die casting engineer*
 143. Z HANG Weishan, XIONG Shoumei, LIU baicheng : *Journal of Materials processing technology* 63, pp. 707~711, 1997.
 144. J, Szekely and A. S. Jassal, *Metall. Trans*, 9B pp. 389, 1978.
 145. J. Cambell, *Mat. Sci. & Tech*, Vol. 17, pp. 885. 1991.
 146. 조인성, *홍준표'3A 주조* vol. 12 No. 5, 1992.
 147. 김명제 최희호, *조남돈 : 주조*, 14 (1994) P576
 148. G. Bar- Meir : *Die casting engineer*, May/June, 1998.
 149. C. P. Hong, "State of the Art of Computer Simulation Based Casting Technology", *Journal of the Korean Foundrymen's Society*, Vol.15, No.1, pp.5
 150. C. P. Hong, H. F. Shen and S. M. Lee, "Prevention of Macrodefects in Squeeze Casting of an Al-7Wt Pct Si Alloy", *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 31B, Iss. 2, pp. 297, 2000.

151. J. Campbell, "The concept of net shape for casting", *Materials and Design*, Vol. 21, pp. 373, 2000.
152. C. C. Tai, J. C. Lin, "A runner - optimization design study of a die-casting die", *Journal of materials processing technology*, Vol. 84, pp. 1, 1998.
153. Zhang Weishan, Xiong Shoumei, Liu Baicheng, "Numerical simulation of fluid flow in horizontal cold chamber die casting shot sleeves", *Proceedings of the 3rd Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Processes*, pp. 341, 1996.
154. Lu SC, Rebello AB, Miller RA, Kinzel GL, Yagel R, "A simple visualization tool to support concurrent engineering design", *Computer -Aided Design* , V.29, pp. 727, 1997.
155. M. A. Osborne, C. E. Mobley, R. A. Miller, L. H. Kallien, "Modeling die casting process using Magmasoft", *Transactions of the 17th International Die Casting Congress and Exposition, Ohio, USA*, pp. 77, 1993.
156. L. H. Kallien, M. Lipinski, "Optimization of die cast parts using numerical simulation of die filling and solidification", *Transactions of the 17th International Die Casting Congress and Exposition, Ohio, USA*, pp. 85, 1993.
157. E. Niyama, K. Oda, K. Anzai, " A cyclic steady model for heat flow in die casting dies", *Proceedings of the 3rd Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Processes*, pp. 1, 1996.
158. Jing Tao, Anzai Koichi, Niyama Eisuke, " Die life prediction in the die casting cycle simulation", *Proceedings of the 3rd Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Processes*, pp. 312, 1996.
159. 이재경, 최정길, 홍준표, 유동한계 고상율법을 이용한 수축공 생성의 수치해석,

- 주조 No. 18, Vol. 6, pp. 555, 1998.
160. 김억수, 김용현, 이광학, 김홍식, 스퀴즈 병용 다이캐스팅법에 의한 Al- 12%Si 합금의 결합제어에 관한 연구 , 주조 No. 15, Vol. 4, pp. 377, 1995.
161. E. S. Kim, K. H. Lee, Y. H. Moon, "A feasibility study of the partial squeeze and vacuum die casting process", Journal of Materials Processing Technology Vol.105, pp. 42, 2000.
162. Nahed A. El-Mahallawy, Mohamed A. Taha, Engenius Pokora and Friedrich Klein, "On the influence of process variables on the thermal conditions and properties of high pressure die- cast magnesium alloys", J. of Mat . Science and T ech. Vol.73, pp. 125, 1998.
163. 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.
164. 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.
165. 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.
166. MAGMA Gi ereitechnologie Gmbh, "MAGMASOFT User ' s Tutorial Manual". 1997.
167. 박형진, 강충길, 김병민, 최재찬, 반응용 단조품의 제조공정 및 금형설계 , 주조 제19권 제2호, pp. 142, 1999.
168. 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.

169. 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.
170. 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.
171. 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.
172. Choi, Ji Hyun, "A Study on the Moulding Analysis of High Efficiency BLDC Motor Core to EV" , Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Chosun University, 2012.
173. Lee, Jae-Hee, "The Mechanical Properties Evaluation of EV Brak Disk According to the Hard Anodizing Process", Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Chosun University, 2012.
174. Mi-Ae, Kim, "A Study on the Pin Jig Analysis of Compressive Load Support System in the Supper Load Plate Block", Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Chosun University, 2007.