creative commons

COMMONS DEED

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

dCollection

[UCI]I804:24011-200000239432

2010년 2월
교육학석사학위논문

알루미늄 캐스팅 몰드용 주조재의 냉각 및 응력분포 특성에 관한 연구

조선대학교 교육대학원

기술·가정교육전공

탁 덕 기

2010년2월 교육학석사학위논문 알루미늄 캐스팅 몰드용 주조재의 냉각 및 응력분포 특성에 관한 연구 탁 덕 기

알루미늄 캐스팅 몰드용 주조재의 냉각 및 응력분포 특성에 관한 연구

A Study on Cooling Characteristics and Stress Distributions of Al-Casting Mold Material

2010년 2월 25일

조선대학교 교육대학원

기술·가정교육전공

탁 덕 기

알루미늄 캐스팅 몰드용 주조재의 냉각 및 응력분포 특성에 관한 연구

지도교수 오 율 권

이 논문을 교육학석사 학위 청구논문으로 제출함.

2009년 10월

조선대학교 교육대학원

기술·가정교육전공

탁 덕 기

탁덕기의 교육학 석사학위 논문을 인준함.

심사위원장　조선대학교　교수　홍　명　석　인

심 사 위 원　조선대학교　교수　정　낙　규　인

심 사 위 원　조선대학교　교수　오　율　권　인

2009년　12월

조선대학교 교육대학원

목 차

제 1 장 서 론 ····· 1

1.1 연구배경 ····· 1

1.2 연구목적 및 내용 ····· 4

제 2 장 이론해석 ····· 6

2.1 타이어 제조용 몰드의 열전달 해석 ····· 6

2.1.1 응고해석을 위한 3차원 열전도 해석 ····· 6

2.2 수치해석을 이용한 응고해석 방법 ····· 7

2.2.1 유한차분법(Finite difference method) ····· 7

2.2.2 유한요소법(Finite element method) ····· 10

2.2.3 유한요소법에 의한 열응력 해석 ····· 12

2.2.4 상변화(응고현상)의 취급방법 ····· 13

2.2.4.1 응고율과 온도 ····· 14

2.2.4.2 응고잠열의 취급방법 ····· 15

제 3 장 실험 및 수치해석 방법 ····· 21

3.1 실험장치 구성 ····· 21

3.2 실험방법 ····· 28

3.3 수치해석 모델 ····· 29

3.4 수치해석 방법 ····· 30

제 4 장 실험 및 수치해석 결과 ····· 32
4.1 온도측정 실험 결과 ····· 32
4.1.1 AC7A 주조재의 온도측정 결과 ····· 32
4.1.2 AC4C 주조재의 온도측정 결과 ····· 35
4.2 수치해석 결과 ····· 38
4.2.1 AC7A 주조재의 수치해석 결과 ····· 40
4.2.2 AC4C 주조재의 수치해석 결과 ····· 44

제 5 장 결 론 ····· 48

참 고 문 헌 ····· 50

LIST OF FIGURES

Fig. 1 Temperature compensation at equivalent specific heat method ····· 16

Fig. 2 Rough expression of temperature recovery method ····· 17

Fig. 3 Enthalpy from function of temperature ····· 20

Fig. 4 Experimental set-up for measurement of temperature distribution ····· 23

Fig. 5 Schematic diagram of the measurement points ····· 26

Fig. 6 A photography of installed thermocouples on the core ····· 26

Fig. 7 Insulation process of K-type thermocouple ····· 27

Fig. 8 Measurement apparatus of data acquisition unit ····· 27

Fig. 9 3-dimensional analysis model of metal casting device ····· 30

Fig. 10 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time (AC7A) ····· 34

LIST OF FIGURES (Continued)

Fig. 11 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time (AC4C) ····· 36

Fig. 12 Thermal curve interpretation of pure Al and Al - 5% Mg alloy ····· 37

Fig. 13 Visualization of temperature distribution and heat flux direction in numerical analysis model ····· 39

Fig. 14 Temperature distribution calculated by numerical analysis (AC7A) ····· 41

Fig. 15 Displacement distribution calculated by numerical analysis (AC7A) ····· 42

Fig. 16 Stress distribution calculated by numerical analysis (AC7A) ····· 43

Fig. 17 Temperature distribution calculated by numerical analysis (AC4C) ····· 45

Fig. 18 Displacement distribution calculated by numerical analysis (AC4C) ····· 46

Fig. 19 Stress distribution calculated by numerical analysis (AC4C) ····· 47

LIST OF TABLES

Table 1 Thermophysical properties of AC7A casting material ····· 21

Table 2 Chemical composition of AC7A casting material ····· 22

Table 3 Thermophysical properties of AC4C casting material ····· 22

Table 4 Chemical composition of AC4C casting material ····· 23

Table 5 Thermophysical properties of SUS303 ····· 25

Table 6 Thermophysical properties of Gypsum (Core) ····· 25

NOMENCLATURE

ρ	질량밀도
λ	열전도율
t	시간
ε	전 변형율
ε_e	탄성변형율
ε_p	소성변형율
ε_o	초기변형율
T	온도
K	평형분배 계수
L	응고잠열
Γ^e	요소의 경계
Ω^e	요소영역
f_s	응고율
C_p	비열
T_p	주입온도
T_L	액상선 온도
T_S	고상선 온도
T_M	순금속의 융점
$\triangle Q_s$	응고잠열의 방출량
$\triangle f_s$	응고율의 증가량
$[N]$	내삽함수 매트릭스
$[K]$	열전도 매트릭스
$[C]$	열용량 매트릭스

NOMENCLATURE (Continued)

$[B]$	변형율-변위 매트릭스
$[E]$	강성행렬
$[N_i]$	형상함수
$[D_{ep]}$	탄소성 매트릭스
$\{\varepsilon\}$	전 변형율 벡터
$\{\sigma\}$	응력 벡터
$\{F\}$	열유속 벡터
$\{\varnothing\}$	절점온도 벡터
$\{F_o\}_i^e$	열변형에 의한 등가절점력
$\{F_p\}_i^e$	기계적 물성치가 온도의존적인 거동함에 따른 등가절점력
$\{\triangle U\}$	변위 벡터
$\{\triangle F_T\}$	절점력 벡터

ABSTRACT

A Study on Cooling Characteristics and Stress Distributions of Al-Casting Mold Material

Tak, Deok-Ki
Advisor : Prof. Oh, Yool-Kwon Ph.D.
Major in Technology & Home-economics Education
Graduate School of Education, Chosun University

This study was experimentally and numerically investigated on cooling characteristics and stress distribution of AC7A and AC4C aluminum alloy casting material for manufacturing the automobile tire mold. the AC7A and AC4C casting material which used one of the aluminum alloy was selected as a casting material and the metal casting device was used in order to manufacture the mold product of automobile tire in the actual industrial field. The temperature distribution and the cooling time of these materials was experimentally measured and the result from the experiment was compared each other for the investigation of their cooling characteristics. Also, The displacement and the stress distribution of the used materials was numerically calculated. And then, the results of the experiment and numerical analysis were compared each other.

The experimental set up for measuring temperature distribution and cooling time consisted of the casting, the metal mold device, data acqusition unit, 9 K-type thermocouples and PC. Also, for the numerical analysis, "COMSOL Multiphysics 3.3 Ver", the commercial program based on the partial differential equation (PDE), was used in order to predict the displacement and stress distribution inside the tire mold during the cooling process.

The experimental result revealed that the cooling time of AC7A casting material was faster than cooling time of AC4C casting material about 20 minutes. And, AC7A casting material was faster than AC4C casting material about 10 minutes, when the casting was separated from permanent mold device. Also, the numerical result occurred that the displacement and stress distribution of AC7A casting material was higher than AC4C casting material about 1.7mm and 0.1GPa, respectively. In addition, the results of displacement and stress distributions appeared to be larger at the center parts of tread part in mold than on its sides because of the shrinkage caused by the cooling speed difference. Moreover, when the profiles of the temperature distribution were experimentally measured and were compared with those of the numerical result, it appeared that there was a slight temperature difference because of the latent heat by phase change heat transfer. However, the result of cooling temperature and patterns were almost similar except for the latent heat interval.

제 1 장 서 론

1.1 연구배경

주조는 금속을 용해한 액체상태의 용융금속을 특정한 형상의 주형에 주입하고 냉각시켜 소요한 형상의 제품을 만드는 공정으로서[1-3] 용탕의 유동성을 이용하여 복잡한 형상의 제품을 용이하게 제조할 수 있을 뿐만 아니라 재료와 공정을 적절히 조절하면 균일한 성질의 제품생산도 가능하다. 이러한 장점들 때문에 주조는 오래도록 생산 활동의 기초를 담당하는 분야가 되었고, 특히, 자동차 산업 분야에 있어서는 필수적인 요소로 자리매김 하고 있다. 이러한 이유들로 인해 다양한 주조 공법과 이론들이 개발되고 있고, 계속해서 새로운 공법들이 시도되고 있다. 그러나 주조는 고온의 유체인 용탕을 이용하기 때문에 용탕의 거동을 정확하게 예측하는 것은 매우 어려운 과제이며, 용탕의 냉각에 따른 응고(solidification) 및 상변화(phase change)를 비롯한 여러 가지 물리적, 화학적 변화가 발생하고 이러한 현상들이 폐쇄된 형틀 내에서 이루어지기 때문에 직접적인 관찰이 불가능하여 기술개발에 한계를 가질 수밖에 없다.

자동차는 우리 주변에서 가장 흔하게 볼 수 있고, 가장 많이 이용하는 보편적인 이동수단이면서 빠른 시간 내에 무거운 화물을 옮길 수 있는 운송수단으로서 안전 및 승차감 그리고 주행성능을 좌우하는 가장 중요한 요소로 타이어를 들 수 있다. 최근에는 자동차의 성능 및 용도, 고객의 취향에 따라 다양한 종류의 타이어가 요구되고 있기 때문에 점차 패션화 되어가야 하는 것이 세계적인 추세의 하나이다. 따라서 자동차의 보다 높은 안전성과 주행성능을 요구하는 고객의 기호에 맞춰 단기간 내에 제품을 공급하는 것이 타이어 산업의 성패를 좌우하게 되고, 이를 위해

서는 타이어 제조에 반드시 필요한 금형산업 또는 금형 디자인에서부터 제작까지의 기간을 최대한 단축함과 동시에 타이어의 접지부분인 트레드(tread)의 패턴이 복잡 정교화 되면서 타이어의 정밀도를 향상시키는 것이 해결해야 할 문제로 부각되고 있다.

일반적으로 자동차용 타이어의 제조공정 중에서 트레드 패턴을 형성하는 가류공정(curing process)에서 사용되는 타이어 몰드를 제작함에 있어 몰드의 분리방법에 따라 일체형(full type)금형과 분할형(sectional type)금형으로 크게 나눌 수 있다. 일체형 금형의 경우 타이어를 수평으로 반분할하여 제조할 때 사용하는 금형으로서 대량생산이 쉽고 균일한 품질을 생산할 수 있는 장점이 있으나 타이어를 이형 할 때 전단력(shear force)이 생겨 제품에 손상이 생기거나 태부 변형(strain)이 발생하기 때문에 트레드부의 형상이 복잡한 타이어 제조에는 부적합한 단점이 있다. 반면 분할형 금형의 경우 타이어 몰드를 수직방향으로 6~8등분하여 조립하고 타이어를 제작하기 때문에 타이어 이형 시 분할금형의 타이어 외경방향으로 각각 벌어지게 되어 트레드부의 복잡한 형상의 타이어 제조가 가능하다. 그러나 분할형 금형의 단점은 타이어 성형 시 분할부분에서 고무 플러시가 발생하기 쉽기 때문에 금형의 높은 정밀도가 요구되고 제작기간도 길어지게 된다. 또한 국내에서 사용하는 기계가공법은 제작기간이 길 뿐만 아니라 생산성이 떨어지고 타이어의 성형상태가 균일하지 못하여 타이어 제조 후 마무리를 잘해야 하는 단점이 있다.

기존에는 자동차 타이어를 제조하기 위한 타이어 몰드용으로 스틸 타이어 몰드(steel tire mold)를 많이 사용하여 왔으며, 사형 주조법(sand casting), 금형 주조법(metal casting)으로 타이어 몰드를 제조하고, 그 타이어 몰드를 주조로 성형할 수 없는 복잡한 부분을 다시 정밀하게 가공하기 위하여 CNC 5축 밀링 장비를 이용하여 직접 가공하는 방법을 사용하였다. 그러나 스틸 타이어 몰드의 경우 경도와 강도가 매우 높기 때문에 가공이 어렵고 또한 고공 공정수가 많이 필요하기 때문에 제조비가 크게 상승되었다. 또한, 스틸 타이어 몰드의 중량이 크기 때문에 타이어 제조 공정에 있어서 작업이 매우 복잡하였다. 그리고 현재 타이어 몰드 재료를

스틸로 할 경우 제조 공정상의 어려운 문제 때문에 경량화 현상의 하나로 스틸에서 Al 합금 재료로 교체하는 경향이 나타나고 있다. 따라서 현재 주조용 타이어 몰드 재료로 Al 합금인 AC7A와 AC4C를 주로 사용하고 있다. AC7A는 인성이 좋고 내식성이 뛰어나며, AC4C는 주조성이 우수해 타이어 몰드 재료로 사용되고 있는 실정이다.

그러나 이러한 Al 합금으로 기존의 스틸을 대체하여 생산할 경우에 스틸에 비하여 기계적인 성질이 저하되어서 사용상의 성능(performance ability)에 문제가 발생한다. 그리고 현재 사용되고 있는 알루미늄 타이어 몰드를 제조하는 방법으로써, 일반 주조용 알루미늄 합금인 AC7A, AC4C를 코어(core) 패턴(pattern)을 이용하여 중력 주조법(gravity casting)으로 타이어 몰드를 제조하는 방법이다. 위와 같은 방법으로 타이어 몰드 제작할 경우 치수 정밀도(dimensional accuracy)가 좋지 않기 때문에 타이어 몰드의 정밀한 부분은 알루미늄 합금이 아닌 스틸 플레이트(steel plate) 즉, 스틸 피스(steel piece)를 사용한다. 코어 패턴에 스틸 피스를 삽입하여 제작을 한 뒤, 합금을 코어 패턴 위에 주입하여 몰드를 제조할 때 이 스틸 피스가 액상의 Al 합금에 접합되어 제조되는 방법이다. 그러나 일반 중력 주조법과 사형 주조법으로 타이어 몰드를 제조하면 치수 정밀도가 매우 낮고, 표면이 미려한 제품을 얻기가 어려운 문제점을 안고 있다. 이러한 치수 정밀도 문제를 해결하기 위해서 상술했던 것처럼 스틸 피스가 사용되고 있는 실정이지만 이럴 경우 제조 공정이 복잡하고 비용을 상승시키는 요인이 되고 있다. 또한, 중력 주조법으로 제조된 타이어 몰드는 주조 공정 중 낮은 응고 속도로 인하여 조대한 합금 조직(coarse dendrite), 수축(shrinkage) 및 기공(porosity)과 같은 주조 결함과 기계적 특성이 좋지 않아 타이어 몰드의 사용 수명이 짧아지는 문제점이 있다. 그리고 현재 사용되고 있는 AC7A, AC4C 합금의 경우 각각 전자는 내식성과 후자는 주조성은 좋지만, 경도값이 낮고(주조재 경도값 : AC7A : HB-50, AC4C : HB-75), 이로 인해 내마모성이 좋지 않은 단점과 고온에서 열팽창으로 인한 치수 불안정과 같은 문제가 있어 타이어 몰드의 수명을 단축시키는 요인으로 작용하고 있다. 코어부분에 해당하는 석고(plaster)의

특성상 통기성이 매우 나쁘고, 열전도도가 좋지 않아 코어 패턴과 용탕의 계면 부분에서 응고 속도(solidification rate)가 떨어지는 요인으로 작용한다. 이로 인해 코어 몰드 부분에서 수축공(macro-micro shrinkage), 편석(segregation) 및 알루미늄 합금이 응고 중 발생하는 가스 결함(pin hole, blow hole) 등의 문제점이 발생한다.

1.2 연구목적 및 내용

최근 국내・외 자동차용 타이어 생산 업체에서 점차 사용량이 증가하고 있는 Al 합금 주조재 중에서 본 연구에 사용된 AC7A와 AC4C는 Al에 여러 가지 미량의 이종원소와 더불어 각각 Mg(3.5~5.5%), Si(6.5~7.5%)를 첨가하여 내식성 및 주조성을 향상시켰으나 전술한 바와 같이 주조과정에서 용탕이 주형 내부로 주입되어 응고되는 과정에서 냉각시간에 따른 온도차에 의해 발생하는 수축현상[4, 5]이나 응고 진행에 따른 고상의 주물이 수축하여 접촉면에서 air gap이 확장되는 현상 등 여러 가지 문제점이 발생한다. 무엇보다 이러한 연구는 이론적 내용에 준하여 예측하거나 많은 시간과 비용을 들여 반복적인 실험과 시작품 제작을 통하여 결과를 도출하는 것이 일반적이었다. 따라서 이러한 주조상의 결함을 효과적으로 제어하기 위한 적절한 방안이 절실한 실정이다.

최근 컴퓨터 시뮬레이션을 이용한 각종 연구기법의 개발에 의해 이러한 주물의 응고・냉각에 따른 변형 및 응력을 어느 정도 예측 가능하게 되었다. 응고 및 열전달 해석은 1954년 Sarjant와 Slack[6]에 의해 처음으로 유한차분법을 이용한 주강 Ingot의 응고해석에 적용되었고, 이 후 1970년대 초에는 Comini[7]등에 의해 유한요소법을 이용하여 응고해석이 시도되었으며, 1980년대 초에는 Hong[8]에 의해 경계요소법이 처음으로 주조품의 응고해석에 적용되었다. 이러한 노력의 결과로 실제 많은 시작품의 제조를 생략할 수 있게 되었고, 시간과 경비를 줄일 수 있을 뿐만 아니라, 새로운 제품 개발이 보다 신속하게 이루어질 수 있게 되었다[9].

따라서, 본 연구에서는 금형주조법과 중력주조법을 이용한 금형 제작 과정에서 실험적 온도 데이터를 획득하고, 모델링 및 수치해석을 통한 예비성능 평가를 통해 수치해석 결과의 신뢰성 확보와 더불어 응력 및 변형을 예측함으로써 열변형 특성을 파악하고 이를 제어하고자 하는 연구를 수행하였으며, 연구 수행을 위한 방법을 정리하면 아래와 같다.

- 타이어 몰드용 Al 합금 주조재는 현재 가장 많이 사용하고 있는 Al-Mg계열 중의 하나인 AC7A와 Al-Si-Mg계열의 AC4C를 선정하여 사용하였다.

- 주조 방법으로는 금형주조장치를 이용한 금형주조법과 중력주조법을 이용하였고, 온도측정은 K-type의 열전대를 사용하여 타이어 트레드 패턴이 있는 코어에 근접한 부분의 온도를 측정하였다.

- 수치해석은 편미분방정식(PDE)으로 구현된 다중물리현상의 해석이 가능한 “COMSOL Multiphysics 3.3 Ver"을 사용하였고, 시뮬레이션을 통한 온도분포를 실험결과와 비교・분석하여 수치해석 데이터에 대한 신뢰성을 확보하였다.

- 신뢰성이 확보된 수치해석 결과를 토대로 응력분포 및 변형을 예측하여 최종적으로 금형주조법 및 중력주조법을 이용한 타이어 몰드를 제작하는 경우 열변형을 감소시킬 수 있는 방법에 대한 기초 연구자료를 제시하도록 하였다.

제 2 장 이 론 해 석

2.1 타이어 제조용 몰드의 열전달 해석

타이어 몰드의 열전달 해석을 위해서는 주형 내에서 용탕의 응고과정을 알아보아야하며 이를 위해서는 용탕이 가지고 있는 열량이 어떠한 과정에 의해서 주형 및 대기로 열전달이 일어나는지 알아야 한다.

2.1.1 응고해석을 위한 3차원 열전도 해석

상변화 과정을 포함한 3차원 열전도 미분 방정식을 표현하면 다음과 같다.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) + L\frac{\partial f_s}{\partial t} \tag{1}$$

여기서, ρ : 밀도 , λ : 열전도율 , C_p : 비열 , T : 온도 ,
t : 시간 , L : 응고잠열 , f_s : 응고율

용탕의 응고과정에서 잠열의 방출은 온도회복법, 등가 비열법 및 Enthalpy법 등에 의해서 계산할 수 있다. 초기 조건은 주형 내부에 용탕이 완전히 주입되어 있다고 가정한 상태에서 용탕의 초기 온도를 주입온도(T_p)와 같이 본다.

$$T(x, y) = T_p, \quad t = 0 \tag{2}$$

주형 내부에서 용탕의 응고과정에 적용되는 경계조건은 다음과 같다.

(1) 경계면 Γ_1에서 온도가 주어져 있는 경우 경계조건

$$T = \overline{T}$$

(2) 경계면 Γ_2에서 열유속이 주어져 있는 경우 경계조건

$$q = \left(-\lambda \frac{\partial T}{\partial n}\right) = \bar{q}$$

(3) 경계면 Γ_3에서 대류 열전달에 의한 경우 경계조건

$$q = h(T_a - T)$$

2.2 수치해석을 이용한 응고해석 방법

수학적인 방법으로 응고속도, 응고시간 및 액체와 고체내부의 온도분포 등을 계산하는 방법에는 해석적인 방법과 수치적인 방법을 들 수 있다. 해석적인 방법에는 어떤 특정한 문제의 경우에만 해답을 얻을 수 있기 때문에 이러한 방법은 주물의 응고해석 시 많은 가정을 수반하게 되므로 적합하지 않다. 그렇기 때문에 응고해석에는 수치해석법을 많이 이용하고 있으며, 이러한 해석법에는 유한차분법, 직접차분법, 유한요소법 및 경계요소법 등이 있다.

합금의 응고문제에 대한 해석해는 일반적으로 주어지지 않는다. 따라서 최근에 각종 합금의 응고해석 문제를 컴퓨터를 이용한 수치해석에 의하여 풀이하고 있다.

2.2.1 유한차분법(Finite difference method)[10, 11]

Taylor 전개는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$T_{i+1} = T_i + \triangle x \frac{\partial T}{\partial x}|_i + \frac{\triangle x^2}{2} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}|_i + \frac{\triangle x^3}{3!} \frac{\partial^3 T}{\partial x^3}|_i + \cdots \tag{3}$$

$$T_{i-1} = T_i - \triangle x \frac{\partial T}{\partial x}|_i + \frac{\triangle x^2}{2} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}|_i - \frac{\triangle x^3}{3!} \frac{\partial^3 T}{\partial x^3}|_i + \cdots \tag{4}$$

식 (3)과 (4)를 이용하여 미분방정식 (1)과 경계조건 (3)을 차분화한 다음 차분식을 푸는 방법이다.

식 (3)과 (4)를 각 항끼리 더하여 나열하면 다음과 같이 되며,

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}|_i = \frac{T_{i+1} - 2T_i + T_{i-1}}{\triangle x^2} - \frac{\triangle x^2}{12} \frac{\partial^4 T}{\partial x^4}|_i + \cdots \tag{5}$$

$\frac{\partial^4 T}{\partial x^4}$이상의 고차 항을 제거하면 다음과 같이 2차 미분방정식이 얻어진다.

즉, 시간 t에 있어서

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}|_i = \frac{T^{t_{i+1}} - 2T^{t_i} + T^{t_{i-1}}}{\triangle x^2} \tag{6}$$

시간 미분 항 $\frac{\partial T}{\partial t}$에 대해서도 동일하게 $\triangle t^2$이상을 제거하면,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T^{t+\triangle t} - T^t}{\triangle t} \tag{7}$$

가 된다.

이 차분식은 1차원 열전도 미분방정식에 적용하면,

$$\rho c_p \frac{T_i^{t+\triangle t} T_i^t}{\triangle t} = \lambda \frac{T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t}{\triangle x_1} \tag{8}$$

와 같이 되며, 이 식을 간단히 정리하면, 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$T_i^{t+\triangle t} = T_i^t + \frac{\alpha \triangle t}{\triangle x^2}(T_{i+1}^t - 2T_i^t + T_{i-1}^t) \tag{9}$$

일반적으로는 식 (9)의 오른쪽 온도를 어떤 시간에서의 온도로 택하는가에 따라 구별된다.

즉, 식 (9)의 오른쪽 항의 온도를 T'이라고 할 때

$$T' = (1-W)T^t + WT^{t+\triangle t} \tag{10}$$

로 표시되며,

(가) W=0일 때, $T' = T^t$가 되며, 온도 $T_i^{t+\triangle t}$는 주위의 현재온도에 의하여 구해진다. (전진차분법)

(나) W=1일 때, $T' = T^{t+\triangle t}$가 되면, 연립방정식을 풀어야 된다. (후퇴차분법)

(다) W=1/2일 때, 연립방정식을 풀어야 한다. (Crank-Nicolson법)

여기서, (가)는 양적해법(explicit method), (나), (다)는 음적해법(implicit method)이라고 한다.

2.2.2 유한요소법(Finite element method)[10-13]

해석 대상을 유한한 요소로 분할하고, 요소내의 온도분포를 다음과 같이 표현하면 다음과 같다.

$$T(x, y, z, t) = [N(x, y, z)]\{\varnothing t\} \tag{11}$$

여기서, $[N]$은 절점온도와 요소내의 온도를 관련시키는 내삽함수 매트릭스이며, $\{\varnothing\}$는 시간 t에 Galerkin법을 적용하면, 다음식이 얻어진다.

$$\int_{\Omega^e} [N]^T \left\{ \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q - \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \right\} d\Omega = 0 \tag{12}$$

여기서, 상부첨자 T는 전치(전치행렬)를 , Ω^e는 요소영역을 나타낸다. 응고잠열의 방출항은 간단히 Q로 표시하기로 한다. 부분적분의 공식은 식 (12)에 적용하여 2계 편미분항을 변형하면,

$$\begin{aligned} &\int_{\Omega^e} [N]^T \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) d\Omega \\ &= -\int_{\Omega^e} \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} - \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} - \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} - \frac{\partial T}{\partial z} \right) d\Omega + \int_{\Gamma^e} \lambda [N]^T \frac{\partial T}{\partial n} d\Gamma \end{aligned} \tag{13}$$

여기서 Γ^e는 요소의 경계를 나타낸다.

식 (13)에 식 (11) 및 Fourier법칙을 적용하면 식 (13)의 우변은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$-\int_{\Omega^e} \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} - \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} - \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} - \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) d\Omega \{\varnothing(t)\} - \int_{\Gamma^e} q [N]^T d\Gamma \tag{14}$$

위 식을 정리하면, 비정상 열전도 문제에 대한 요소의 유한요소 식은

$$[K]\{\varnothing\}+[C]\left\{\frac{\partial\varnothing}{\partial t}\right\}=\{f\} \tag{15}$$

라고 쓸 수 있다. 단, 매트릭스 $[K]$, $[C]$, 벡터$\{f\}$는 다음과 같이 주어진다.

$$[K]=\int_{\Omega^e}\left(\frac{\partial[N]^T}{\partial x}-\frac{\partial[N]}{\partial x}+\frac{\partial[N]^T}{\partial y}-\frac{\partial[N]}{\partial y}+\frac{\partial[N]^T}{\partial z}-\frac{\partial[N]}{\partial z}\right)d\Omega \tag{16}$$

$$[C]=\int_{\Omega^e}\rho c_p[N]^T[N]d\Omega \tag{17}$$

$$[f]=\int_{\Omega^e}Q[N]^T d\Omega-\int_{\Gamma^e}q[N]^T d\Gamma \tag{18}$$

해석대상 전체의 유한요소식은 식 (15)를 모든 요소에 대하여 조합하여 구할 수 있으며, 다음과 같이 표시된다.

$$[K]\{\varnothing\}+[C]\left\{\frac{\partial\varnothing}{\partial t}\right\}=\{f\} \tag{19}$$

여기서, $\{\varnothing\}$는 전체 절점온도 벡터, $[K]$는 열전도 매트릭스, $[C]$는 열용량 매트릭스, $\{F\}$는 열유속 벡터를 나타내며, 다음과 같이 주어진다.

$$\{\varnothing\}=\sum_e\{\varnothing\},\ [K]=\sum_e[k],\ [C]=\sum_e[c],\ \{F\}=\sum_e\{f\} \tag{20}$$

여기서, $\sum_e$는 전요소에 대한 합을 나타낸다.

2.2.3 유한요소법에 의한 열응력 해석

열탄소성 응력 해석에 있어 전변형율 증분은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_o \tag{21}$$

여기서 ε_e, ε_p, ε_o는 각각 탄성변형율, 소성변형율, 초기변형율을 나타낸다. 해석 영역을 유한요소로 이산화한 후, 유한요소 내의 한 점에 대한 변위는 형상함수(shape function, $[N_i]$)를 이용하여 식(22)와 같이 표현할 수 있다.

$$\{\triangle u\}^e = [N_i]\{\triangle u\}_i^e \tag{22}$$

또한 변형율벡터 및 응력벡터는 변형율-변위행렬$[B]$와 탄소성행렬$[D_{ep}]$을 이용하여 식 (23), (24)로 각각 나타낼 수 있다.

$$\{\varepsilon\} = [B]\{\triangle u\} \tag{23}$$

$$\{\sigma\} = [D_{ep}]\{\varepsilon - \varepsilon_p - \varepsilon_o\} \tag{24}$$

유한요소 정식화 과정을 통하여 i번째 유한요소에 대한 평형방정식은 식 (25)와 같이 주어진다.

$$[E]_i^e\{\triangle u\}_i^e = \{\triangle F_o\}_i^e + \{\triangle F_p\}_i^e \tag{25}$$

$$\{\triangle F_o\}_i^e = \int_\Omega [B]_i^{eT}[D_{ep}]_i(\{\alpha\}\triangle T)d\Omega \tag{26}$$

$$\{\triangle F_p\}_i^e = \int_\Omega [B]_i^{eT}[D_{ep}]_i\left(\frac{\partial[D_{ep}]_i^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\triangle T + \frac{[D_{ep}]_i^{-1}[D_e]_i\{\sigma\}}{S}\frac{\partial f}{\partial T}\triangle T\right)d\Omega \quad (27)$$

여기서, S는 다음과 같다.

$$S = \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^f [D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} - \frac{\partial f}{\partial k}\left\{\frac{\partial f}{\partial \varepsilon_p}\right\}^T\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} \quad (28)$$

식 (26)의 $\{F_o\}_i^e$는 열변형에 의한 등가절점력을 나타내며, 식 (27)의 $\{F_p\}_i^e$는 탄성계수, 포아송 비, 항복응력 등의 기계적 물성치가 온도의존적인 거동을 함에 따라 발생하는 등가절점력을 나타낸다. 해석영역 전체의 평형방정식은 각 유한요소의 기여분을 조합함으로써 얻어진다.

$$[E]\{\triangle u\} = \{\triangle F_T\} \quad (29)$$

여기서 $[E]$는 강성행렬, $\{\triangle U\}$는 변위벡터, $\{\triangle F_T\}$는 절점력 벡터이다. 위 식의 각 항은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$[E] = \sum_{i=1}^{NE}[E]_i^e \quad (30)$$

$$[\triangle F_T] = \sum_{i=1}^{NE}\left(\{F_o\}_i^e + \{F_p\}_i^e\right)[E]_i^e \quad (31)$$

여기서 NE는 해석영역을 구성하는 유한요소의 개수이다. 위의 유한요소방정식은 등방경화성 소성거동을 표현하는 구성방정식에 기초하여 유도되었다.

2.2.4 상변화(응고현상)의 취급방법

2.2.4.1 응고율과 온도

응고과정을 포함한 열전도 방정식을 다시 표시하면,

$$\rho\left(C_p - L\frac{\partial f_s}{\partial T}\right)\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) \tag{32}$$

여기서, f_x는 응고율(고상율)을 나타낸다.

응고잠열은 응고율의 증가와 더불어 고-액 공존구간에 방출된다. 따라서 응고율과 온도와의 관계(응고잠열의 방출과정)를 파악하는 것은 응고해석 프로그램을 작성하는데 아주 중요하다. 그러나 이러한 관계를 정확하게 파악하는 일은 쉽지 않으며, 실제로는 다음과 같은 모델에 의하여 해석하고 있다.

(가) 응고잠열이 응고구간에서 균등하게 방출되는 경우

$$-L\frac{\partial f_x}{\partial T} = \frac{L}{T_L - T_S} \tag{33}$$

(나) 평형응고에 따르는 경우

$$-L\frac{\partial f_s}{\partial T} = \frac{L}{(1-K)}\frac{(T_L - T_M)}{(T_M - T)^2} \tag{34}$$

(다) Schiel식에 따르는 경우

$$-L\frac{\partial f_s}{\partial T} = \frac{L}{(1-K)}\left(\frac{T_M - T}{T_M - T_L}\right)^{\frac{2-k}{k-1}} \tag{35}$$

여기서, T_L은 액상선 온도, T_S는 고상선 온도, T_M은 순금속의 융점, K는 평형분배계수를 각각 나타낸다. 이밖에도 액상내의 확산의 정도와 고상내의 확산을 고려하는 경우의 응고잠열의 방출식을 생각할 수 있다.

2.2.4.2 응고잠열의 취급방법

일반적으로 수치해석에서는 응고잠열의 방출을 다음과 같은 방법에 의하여 취급하고 있다.

(가) 등가비열법(Equivalent specific heat method)[14-16]

이 방법에서는 응고구간에서의 응고잠열의 방출을 다음식과 같이 비열의 증가로서 평가한다. 식 (32)에서

$$C_e = C - L\frac{\partial f_s}{\partial T} \tag{36}$$

이 때, 우변의 제 2항 $\left(-L\frac{\partial f_s}{\partial T}\right)$은 응고율과 온도와의 관계식 (33)~(35)에 의하여 취급된다.

순금속의 경우는 $T_L - T_S = 0$, 즉, $\partial f_s/\partial T \rightarrow -\infty$가 되므로, $T_L - T_S \simeq 0.1 \sim 1.0$℃와 같이 근사적으로 응고구간을 가정하여 취급하는 것이 보통이다.

그러나 등가비열법을 이용하여 잠열방출을 취급할 때에는 다음과 같은 점에 주의를 하여야 한다. 반복계산을 할 때, 시간 t에 있어서의 열물성치(이 경우에는 비열)를 이용하여 시간$(t+\triangle t)$까지 온도분포를 계산하기 때문에, 해석결과에 오차가 발생하게 된다. 즉, 등가비열법에서 time step $\triangle t$의 크기에 따라 해석결과가 크게 달라지는 경우가 있는데 여기에 그 원인이 있다.

Fig. 1에 표시하는 것과 같이 (a)의 경우에는 시간 t에 있어서의 비열을 시간$(t+\triangle t)$(응고구간, $T_L \sim T_{t+\triangle t}$)까지 연장해서 사용하는 것이 된다. 또한, (b)의 경우에는 시간 t에서의 비열(응고구간에서의 비열)을 시간$(t+\triangle t)$(응고구간, $T_S \sim T'_{t+\triangle t}$)까지 사용하는 것이 되어, 각각 응고시간을 단축 또는 연장하는 결과

를 가져온다. 따라서 이와 같은 경우에는 정확한 열물성치(비열)을 사용하여 온도 수정을 하여야 한다.

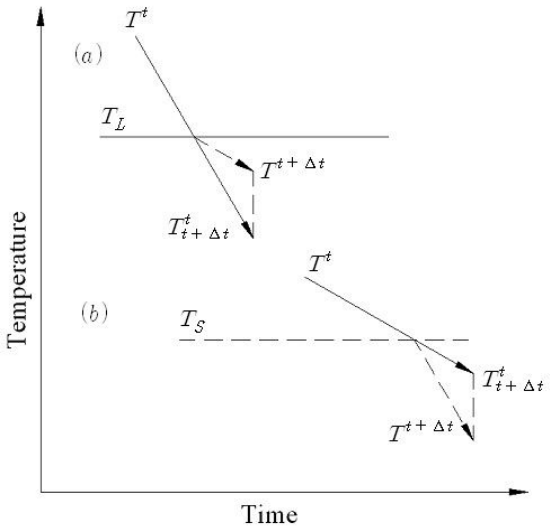


Fig. 1 Temperature compensation at equivalent specific heat method

(a)의 경우에는, 시간$(t+\triangle t)$에 있어서의 온도 $T_{t+\triangle t}$는 $T'_{t+\triangle t}$에 의해 수정되면 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\int_{T_t}^{T'_{t+\Delta t}} \rho(T_t)\, C(T_t) dT = \int_{T_t}^{T_L} \rho(T_t) C(T_t) dT + \int_{T_L}^{T_{t+\Delta t}} \rho(T_L) C(T_L) dT \qquad (37)$$

(b)의 경우에도, 동일하게 다음식에 의해 $T_{t+\triangle t}$가 주어진다.

$$\int_{T_t}^{T'_{t+\Delta t}} \rho(T_t)\, C(T_t) dT = \int_{T_t}^{T_S} \rho(T_t) C(T_t) dT + \int_{T_S}^{T_{t+\Delta t}} \rho(T_S) C(T_S) dT \qquad (38)$$

(나) 온도회복법(Temperature Recovery Method)[17, 18]

이 방법은 우선 응고잠열의 방출을 고려하지 않고 열전도해석을 한 다음, $\triangle t$마다 응고온도로부터의 온도강하량을 구하여, 아직 응고중이라면 그 요소의 온도를 응고잠열의 방출에 의해 응고온도로 회복시키는 방법이다. 따라서 시간 $\triangle t$동안의 응고잠열의 방출량 $\triangle Q_s$와 응고율의 증가량 $\triangle f_s$의 상이에는 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\triangle Q_s = \rho C_p V \cdot \triangle T = \rho L V \triangle f_s \tag{39}$$

여기서, 응고율이 $\left(\sum \triangle f_s = 1.0\right)$이 될 때까지 온도회복을 시킨다.

이 방법은 주로 순금속과 같이 일정한 온도에서 응고가 일어나는 경우에 이용되어 왔다. 이 방법을 넓은 응고구간을 갖는 합금계에 적용시키기 위해서는 다음과 같은 취급이 필요하다.

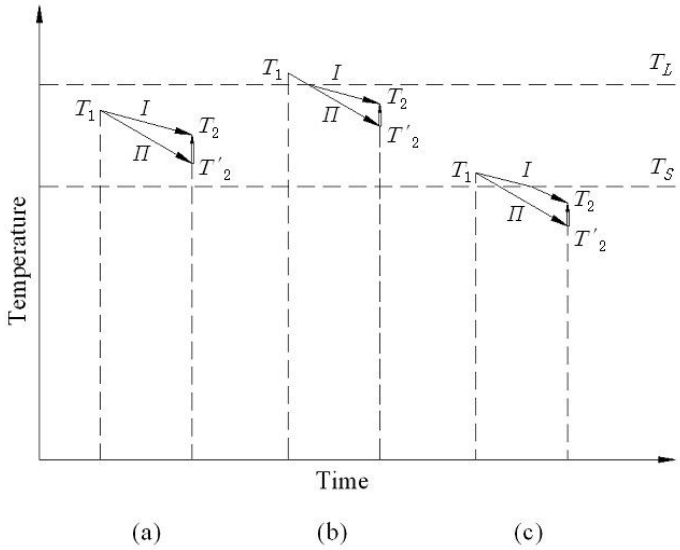


Fig. 2 Rough expression of temperature recovery method

우선 Fig. 2와 같은 3가지 경우를 생각해 보면, step Ⅱ는 응고잠열의 방출을 고려하지 않고 열전도해석을 행한 경우이고, step Ⅰ은 온도회복에 의하여 응고잠열항을 온도회복 시켜준 경우이다. (a)의 경우, $\triangle t$동안의 step Ⅰ과 step Ⅱ의 경우에 있어서 전열방출량 $Q_{step\ I}$과 $Q_{step\ II}$는,

$$Q_{step\ I} = \int_{t1}^{t2} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} dt + \triangle Q_s = \int_{T1}^{T2} \rho C_p dT - \int_{T1}^{T2} \rho L \frac{\partial f_s}{\partial T} dT \tag{40}$$

$$Q_{step\ II} = \int_{t1}^{t2} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} dt = \int_{T1}^{T2'} \rho C_p dT \tag{41}$$

Fourier의 에너지 보존법칙에 의해 $Q_{step\ I} = Q_{step\ II}$이므로

$$\int_{T1}^{T2} \rho C_p dT - \int_{T1}^{T2} \rho L \frac{\partial f_s}{\partial T} dT = \int_{T1}^{T2'} \rho C_p dT \tag{42}$$

에 의하여 시각 $t_2 (= t_1 + \triangle t)$에 있어서의 온도 t_2가 구해진다. (b)의 경우는,

$$\int_{TL}^{T2} \rho C_p dT - \int_{TL}^{T2} \rho L \frac{\partial f_s}{\partial T} dT = \int_{TL}^{T2'} \rho C_p dT \tag{43}$$

(c)의 경우도 동일하게,

$$\int_{T1}^{T2} \rho C_p dT - \int_{T1}^{T2} \rho L \left(\frac{\partial f_s}{\partial T} \right) dT = \int_{T1}^{T2'} \rho C_p dT \tag{44}$$

(다) 엔탈피법(Enthalpy Method)[12, 19-22]

응고구간에서 비열의 급격한 변화가 상변화의 수치적 취급을 곤란하게 하는 경우가 있는데, 엔탈피는 비열의 온도에 관한 적분값으로 주어지므로 응고구간에서의 급격한 변화를 나타내지 않는다. 이러한 점을 이용한 것이 엔탈피법이다. 응고변태를 하는 물질의 비엔탈피 H는,

$$H = H_o + \int_{T_o}^{T} C_p dT + (1 - f_s)L \tag{45}$$

로 주어진다. 여기서 H_o는 기준온도 T_o에 있어서의 비엔탈피를 나타낸다. 온도 T를 미분하면,

$$\frac{\partial H}{\partial T} = C_p - L\frac{\partial f_s}{\partial T} \tag{46}$$

이 되므로 응고를 포함하는 열전도 미분방정식(1)은 다음과 같이 된다.

$$\rho\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right) \tag{47}$$

이 식을 전진차분법에 의하여 $\triangle t$시간 후의 엔탈피 $H^{t+\triangle t}$을 우선 구한다. 엔탈피 H와 온도와의 관계로부터 $H^{t+\triangle t}$에 대응하는 온도 $T^{t+\triangle t}$를 구한다(Fig. 3참고). 이 $T^{t+\triangle t}$로부터 다시 $\triangle t$후의 H, T를 구한다. 이와 같이 하여 응고를 포함하는 열전도해석을 할 수 있다.

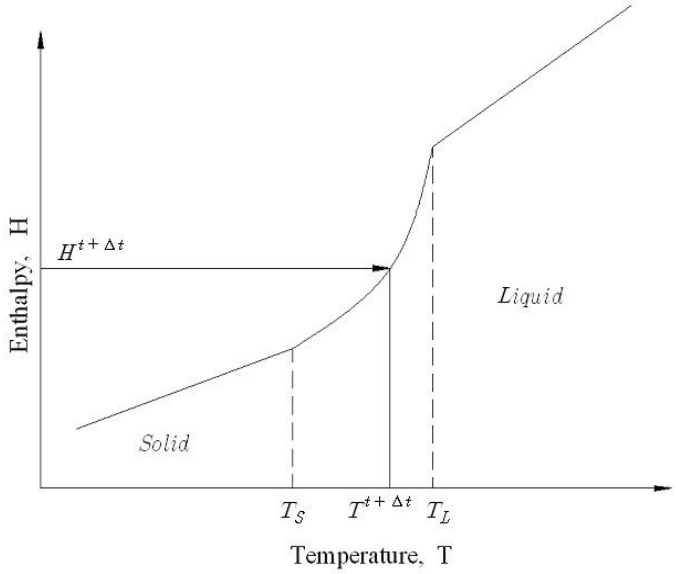


Fig. 3 Enthalpy from function of temperature

제 3 장 실험 및 수치해석 방법

3.1 실험장치 구성

본 실험에서는 현재 가장 많이 사용하고 있는 타이어 몰드용 주조재의 하나인 AC7A와 AC4C를 가지고, 각각의 주조재가 주조과정에서 변화하는 온도를 측정하는 실험을 수행하였다. 각각의 주조재에 대한 물리적 특성 및 화학적 조성비를 Table 1과 2 그리고 Table 3과 4에 나타내었다.

Table 1 Thermophysical properties of AC7A casting material

Properties	Unit	Value
Solidification Temperature	℃	590
Melting Temperature	℃	640
Thermal Conductivity	W/m · K	140
Young's modulus	GPa	70
Poisson's ratio	-	0.33
Density	kg/㎥	2670
Specific Heat	kJ/kg · k	0.88
Thermal Expansion Coefficient	1/k	23.6×10^{-6}

Table 2 Chemical composition of AC7A casting material

Ingredient	Content[%]	Ingredient	Content[%]
Cu	0.25	Ni	0.05
Si	0.20	Ti	0.20
Mn	0.60	Pb	0.05
Zn	0.15	Sn	0.05
Fe	0.30	Cr	0.15
Mg	3.50~5.50	Al	Remain

Table 3 Thermophysical properties of AC4C casting material

Properties	Unit	Value
Solidification Temperature	℃	557
Melting Temperature	℃	613
Thermal Conductivity	W/m · K	167
Young's modulus	GPa	72.4
Poisson's ratio	-	0.33
Density	kg/㎥	2680
Specific Heat	kJ/kg · k	0.96
Thermal Expansion Coefficient	1/k	21.5×10^{-6}

Table 4 Chemical composition of AC4C casting material

Ingredient	Content[%]	Ingredient	Content[%]
Cu	0.25	Ni	0.10
Si	6.50~7.50	Ti	0.20
Mn	0.35	Pb	0.10
Zn	0.35	Sn	0.05
Fe	0.55	Cr	0.10
Mg	0.20~0.45	Al	Remain

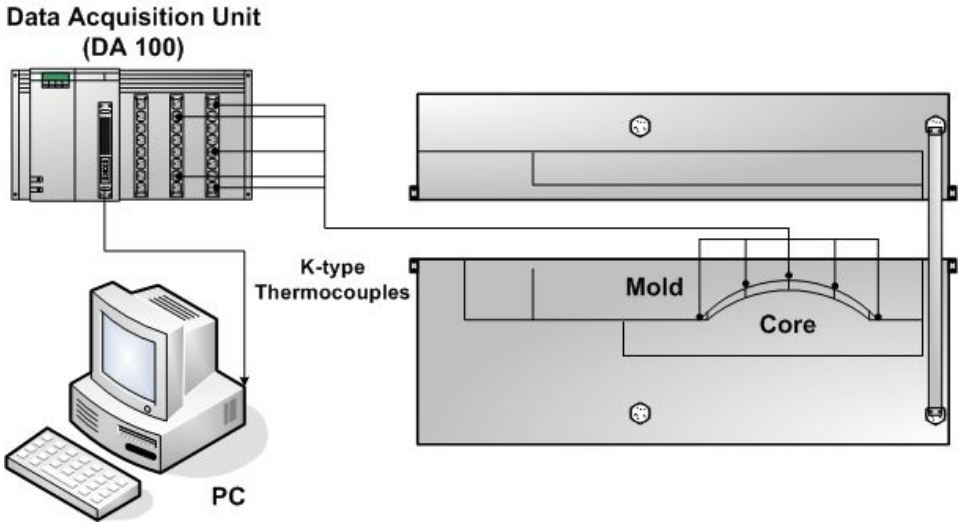


Fig. 4 Experimental set-up for measurement of temperature distribution

또한, 실험을 위해서 다음 Fig. 4와 같이 실험장치를 구성하였다. Fig. 4에서 볼 수 있듯이 주조를 위한 형틀을 구성하는 금형주조장치가 있고, 자동차 타이어의 트레드를 형성해 주는 코어가 그 안에 삽입되어 진다. 그런 다음 몰드를 형성할 용탕이 중력주조법에 의해 주조장치 안으로 부어지게 된다. 그리고 코어 부분의 온도를 측정하기 위해서 온도측정 범위가 -200℃~1400℃인 K-type의 열전대를 코어부분에 약 10cm 간격으로 9개를 고정시킨다. 그런 다음 용탕이 주입되면 열전대를 통하여 데어터 획득 장치인 DA 100이 온도를 받아들이고 PC에서 그 데이터를 저장하는 방법으로 온도를 측정한다.

주조장치를 형성하는 재질로는 SUS303을 사용하였고, 코어를 형성하는 재질을 석고를 사용하였으며, 그에 대한 물리적 특성을 다음 Table 5와 6에 나타내었다. 또한, 9개의 온도측정 지점과 실제 주조장치에 삽입되어 있는 코어와 코어에 고정된 9개의 열전대를 각각 Fig. 5와 6에 나타내었고, 열전대와 데이터 획득장치를 Fig. 7과 8에 나타내었다.

Fig. 5에서 언급한 9개의 측정지점은 주조기 내에서 각각 용탕주입구에서 가장 멀리 떨어져 있는 곳인 1, 4, 7번 지점과 트레드 중앙부분인 2, 5, 8번 지점 그리고 용탕주입구에서 가장 가깝고, 제작 과정에서 금형의 전체 부분에서 가장 중앙부분에 해당하는 3. 6. 9번 지점으로 나타낼 수 있다.

Table 5 Thermophysical properties of SUS303

Properties	Unit	Value
Solidus Temperature	℃	1400
Liquidus Temperature	℃	1420
Thermal Conductivity	W/m · K	16.2
Young's modulus	GPa	193
Poisson's ratio	-	0.25
Density	kg/㎥	8000
Specific Heat	kJ/kg · k	0.50
Thermal Expansion Coefficient	1/k	17.8×10^{-6}

Table 6 Thermophysical properties of Gypsum (Core)

Properties	Unit	Value
Thermal Conductivity	W/m · K	0.1627
Young's modulus	GPa	131
Poisson's ratio	-	0.27
Density	kg/㎥	2320
Specific Heat	kJ/kg · k	1006
Thermal Expansion Coefficient	1/k	4.15×10^{-6}

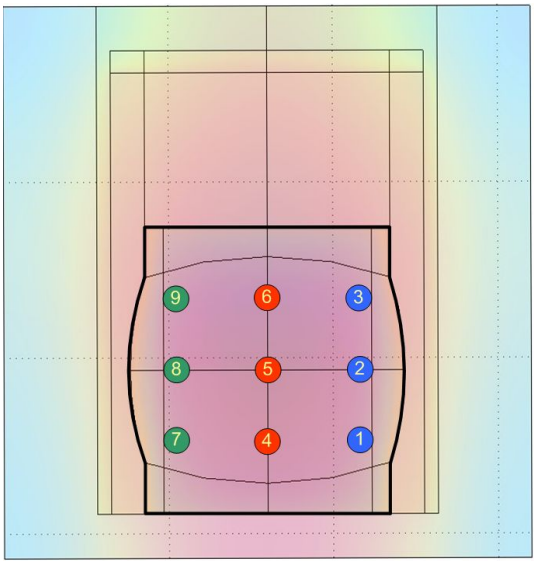


Fig. 5 Schematic diagram of the measurement points

Fig. 6 A Photography of installed thermocouples on the core

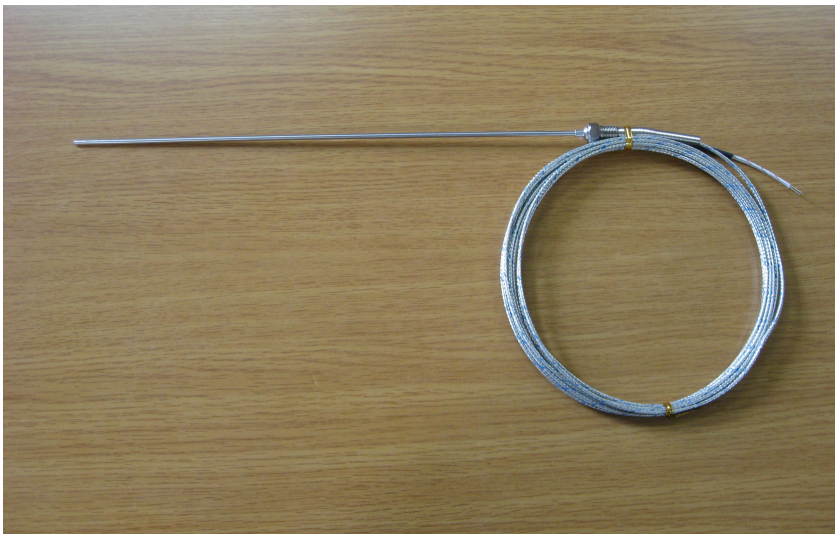


Fig. 7 Insulation process of K-type thermocouple

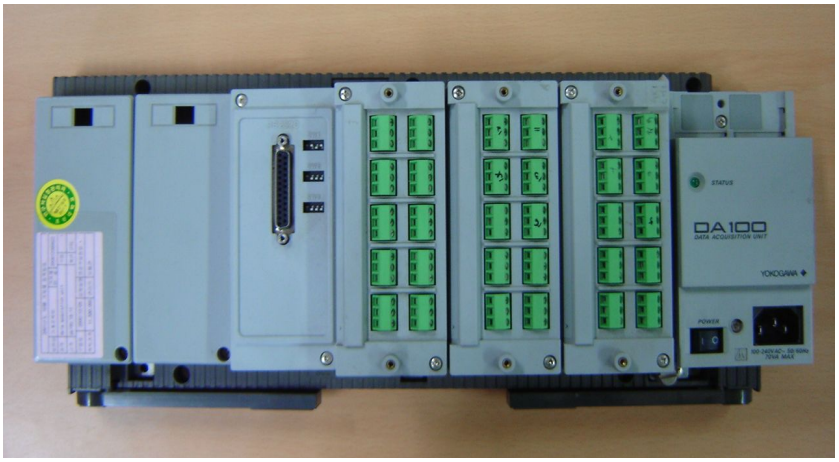


Fig. 8 Measurement apparatus of data acquisition unit

3.2 실험방법

실험은 타이어 몰드 제작 업체에서 수행하였고, 실제 시제품을 제작하는 과정에서 다음과 같은 방법으로 실험을 수행하였다.

Fig. 4에서 볼 수 있는 것처럼 주조장치와 코어를 제작한 후, 주조장치를 약 200℃ 정도로 예열하고, 코어 또한 약 80℃정도로 예열하고 난 다음 열전대를 코어부분에 Fig. 6에서와 같이 고정하였다. 주조장치와 코어의 예열은 고온의 용탕을 주조장치 즉 형틀에 주입하였을 때 내·외부의 극심한 온도차에 의한 응력이나 미처 용탕이 완전히 주입되기 전에 일부가 응고하여 제품을 쓰지 못하게 되는 것을 방지하기 위한 미연의 예방책이다.

열전대 고정이 완료되면 용탕을 주조장치 안으로 주입하게 되는데, 이때 AC7A와 AC4C 주조재를 용융온도보다 높은 각각 680℃와 650℃로 과가열 하여 주입하게 된다. 이는 용탕이 주조장치 안으로 미처 완료되기도 전에 냉각되어 응고되는 현상을 방지하기 위한 것이다.

용탕 주입이 완료된 시점에서부터 AC7A는 약 15분, 그리고 AC4C는 약 25분여 동안 주조장치 내에서 냉각과정을 거친 후, 주조장치에서 탈착하여 상온상태에서 몰드가 약 50℃이하로 냉각될 때까지 야적시켜놓는다. 여기서 주조장치와의 탈착 시점은 몰드가 어느 정도 냉각되어 각각의 측정지점간의 온도차이가 많이 나지 않을 때이며, 이렇게 함으로써 생산성을 향상시킬 수 있기 때문이다.

그리고 지금까지 실험하는 동안 5초 간격으로 온도 데이터를 획득하여 PC에 저장하는 방법으로 실험을 수행하였다.

3.3 수치해석 모델

본 연구에서는 자동차 타이어 제조에 사용되는 타이어 몰드의 제작과정에서 각각의 주조재인 AC7A와 AC4C의 열변형 특성을 수치해석 방법으로 예측해보고 금형의 정밀도를 향상할 수 있는 제어방안을 제시하고자 하였다. 이를 위해서 자동차 타이어 몰드 트레드 부분의 온도변화를 실험하여 도출한 결과와 비교·분석한 후, 변위와 응력분포를 수치해석적으로 계산하여 예측하면서 이를 제어하고자 하였다.

수치해석을 위해서 유한요소법(FEM)을 적용한 “COMSOL MULTIPHYSICS 3.3 VER"의 수치해석 프로그램을 이용하여 편미분 방정식(PDE)으로 구현된 물리현상을 시뮬레이션 할 수 있도록 하였다. 본 수치해석에 사용한 상용코드는 열전달(Heat Transfer), 구조역학(Structural Mechanics), MEMS(Micro Electro Mechanical Systems), 전기역학(AC/DC), 음향해석(Acoustic), 화학공학(Chemical Engineering)등과 같은 다양한 분야에서 다중물리식을 이용하여 복합적으로 모델을 쉽게 구현할 수 있고, 다중물리현상을 적용하여 해석할 수 있는 특징을 가지고 있어 타이어 몰드의 주조과정에서 발생하는 열변형을 해석하기위해 열전달과 구조역학 모듈을 혼합한 열·구조 해석법을 적용하여 사용하였다.

Fig. 9는 수치해석을 위한 3차원 모델링 형상으로서 타이어 몰드용 금형, 금형주조장치 그리고 코어로 구성되어 있다. 각각의 구성요소에 있어서 몰드는 AC7A와 AC4C Al합금, 금형주조장치는 스테인리스강, 그리고 코어는 석고로 구성되어 있다. 그리고 온도는 Fig. 5에서와 동일한 지점에서 측정하였다.

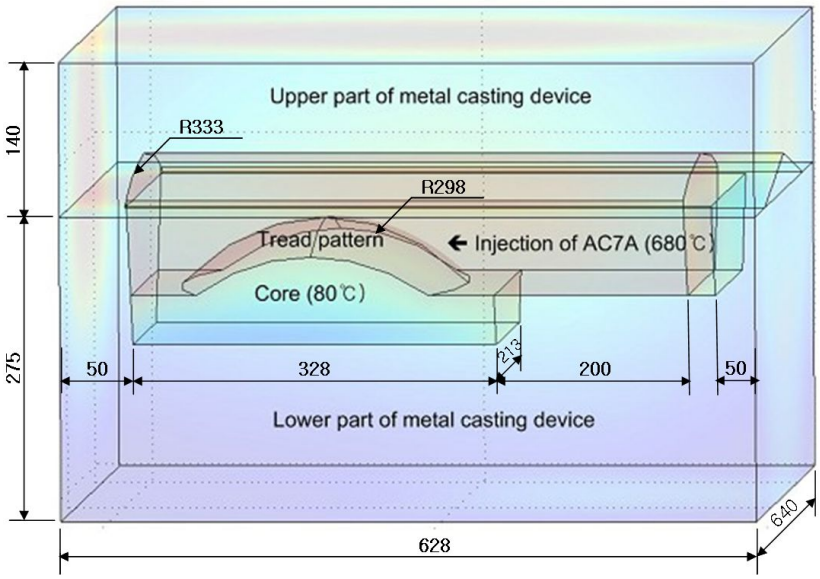


Fig. 9 3-dimensional analysis model of metal casting device

3.4 수치해석 방법

수치해석을 위한 모델링 형상으로서 Fig. 9와 같이 모델링 한 다음 각각의 부분에 물성치 및 경계값을 적용하여 수치해석을 수행하였다.

우선 주조장치 부분의 예열온도를 약 200℃로 설정하고, 코어 부분의 예열온도를 80℃로 설정한다. 그런 다음 AC7A Al합금의 온도를 640℃로 설정하여 약 15분간 해석한다. 그런 다음 주조장치를 분리하여 나머지 몰드와 코어가 결합된 상태로 상온상태에서 자연냉각과정을 거쳐 측정지점의 온도가 50℃이하가 될 때까지 해석을 수행한다.

그리고 AC4C Al합금의 경우 온도를 613℃로 하고 약 25분간 해석한 다음 AC7A와 동일한 방법으로 주조장치에서 분리한 다음 50℃가 될 때까지 냉각시킨다. Al합금의 초기 온도설정은 각 합금의 녹는점을 기준으로 설정하였고, 최종 완료 시점의 온도를 50℃이하로 설정한 것은 상온상태를 약 30℃로 가정했을 때, 금속재료의 종류에 따라 각기 온도차에 의해 발생되는 열응력은 다소 차이가 있지만 일반적으로 냉각시간에 따른 온도차가 약 25℃이상 형성되었을 경우 열응력이 발생 된다[23, 24]는 점을 감안하여 주형틀 내부에서 타이어 몰드의 냉각이 완료되는 시점을 50℃이하로 설정하였다. 또한, 각각의 경계부분에서는 전도 및 대류현상으로 설정하여 수치해석을 수행하였다.

제 4 장 실험 및 수치해석 결과

4.1 온도측정 실험 결과

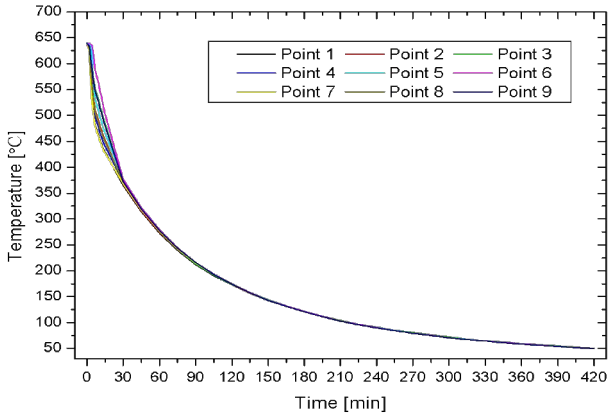
4.1.1 AC7A 주조재의 온도측정 결과

Fig. 10(a)는 실험 과정동안 9개의 측정지점에서 나타나는 온도변화에 대해 타나낸 것으로서 680℃로 과가열 된 용탕을 주조장치에 주입한 후 15분 동안 주조장치 내에서 냉각시키고, 그런 다음 주조장치로부터 금형을 분리하여 자연냉각과정을 거쳐 상온상태에 이를 때까지의 온도분포를 나타낸 것이다. 용탕이 탕도를 통해 주조장치 내부로 주입되면서 주조장치의 하단부인 1, 4, 7번 지점부터 상부인 3, 6, 9번 지점 쪽으로 차오르게 되는데, 이 과정에서 과가열된 용탕이 열손실을 갖게 되면서 온도측정 시작점은 약 640℃인 것을 볼 수 있다.

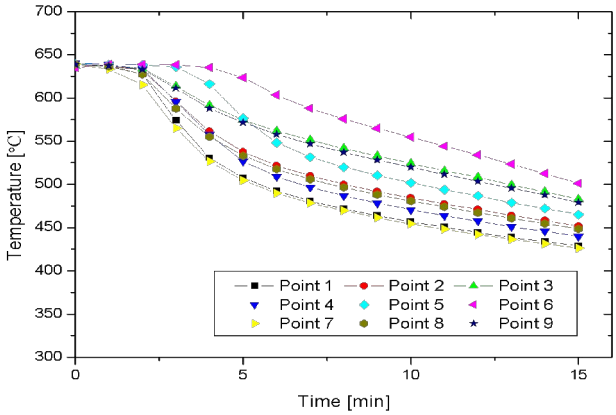
또한, 용탕 주입 후 온도는 급격하게 변화하는 것을 볼 수 있는데, 이러한 현상을 구체적으로 확인하기 위해 Fig. 10(b)에 용탕주입 후 금형을 주조장치에서 분리하기 까지 15분 동안 온도분포를 나타내었다. 용탕주입 초기 약 15분 동안 급격한 온도변화를 보이며 500℃이하로 냉각되는데, 이는 주조장치와 용탕의 급격한 온도차이와 높은 열전달율 때문으로 보인다.

그리고 Fig. 5에서 제시한 측정지점 중 6번 지점에서 온도가 가장 느리게 냉각되는 것을 볼 수 있는데, 이는 트레드 부분에서 5번 지점이 중앙이지만, 몰드제작과정에 있어서 몰드의 중앙부분은 6번 지점이 되기 때문에 가장 느리게 냉각되는 것으로 보인다.

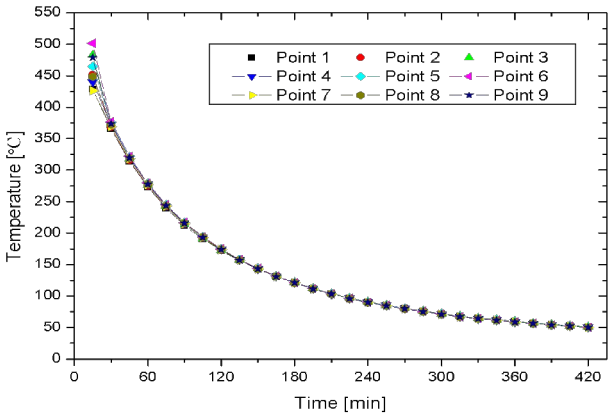
Fig. 10(c)는 금형을 주조장치에서 분리하여 상온상태에서 50℃이하로 내려갈 때까지의 온도분포에 대해 나타낸 것으로서 외부와 가장 가깝게 위치한 곳인 1, 4, 7 부분이 가장 빠른 냉각속도를 보이고 있으나, 실험이 완료되는 시점에 있어서는 각 측정지점별 온도차이가 거의 없을 정도로 온도평형을 이루는 것을 볼 수 있다.



(a) From 0 to 420 minutes



(b) From 0 to 15 minutes



(c) From 15 to 420 minutes

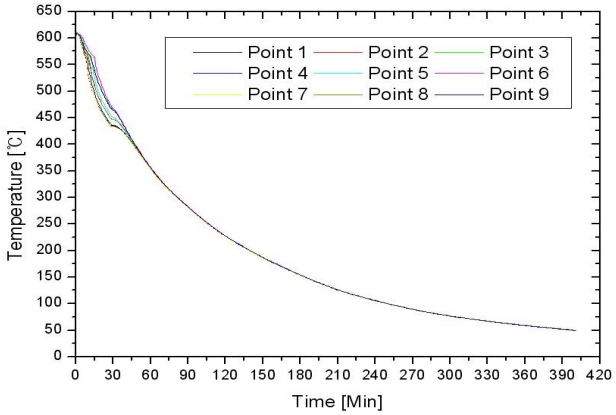
Fig. 10 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time (AC7A)

4.1.2 AC4C 주조재의 온도측정 결과

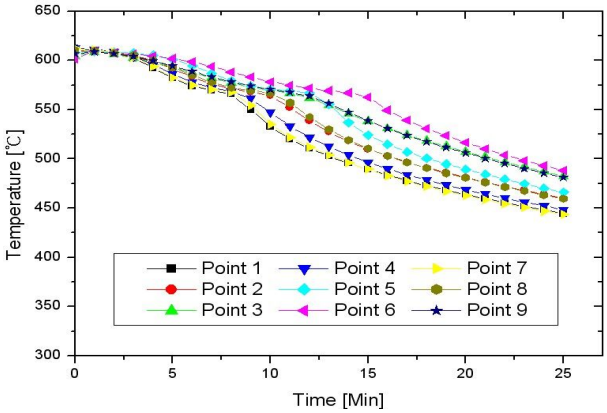
AC4C 주조재 또한 AC7A와 유사한 환경에서 실험을 수행 하였다. Fig. 11(a)는 650℃로 과가열된 용탕을 금형주조기에 주입하여 25분 동안 금형주조기 내에서 냉각과정을 거치고 이후 금형을 주조장치에서 분리하여 상온상태에 이르는 50℃이하가 될 때까지 냉각하는 과정을 나타낸 그래프이다. AC7A와 유사하게 초기 온도측정 시작점이 약 620℃가 되는데, 이는 과가열된 용탕이 주입되는 과정에서 열손실을 입어 나타난 현상으로 보인다.

Fig. 11(b)는 냉각초기 급격한 변화를 보이는 25분 동안의 온도분포를 나타낸 것이고, Fig. 11(c)는 금형을 주조장치에서 분리하여 상온상태에 이를 때까지의 온도분포를 나타낸 것으로서 AC7A와 매우 유사한 형태를 보인다.

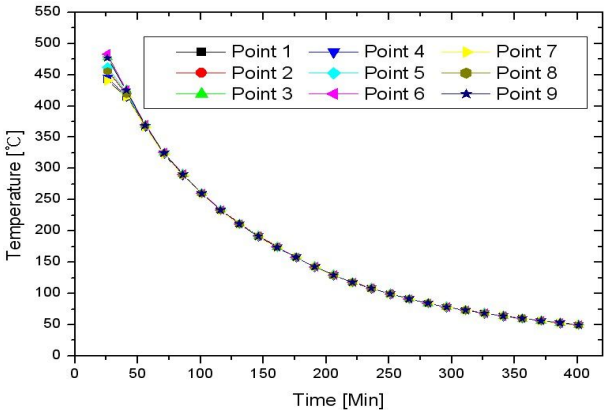
그러나 냉각초기부터 AC7A는 약 5분 그리고 AC4C는 15분 동안 주조재의 온도가 떨어지지 않고 다소 일정하게 유지되는 부분을 볼 수 있다. 이는 실험과정에서 볼 때 주조재 용탕을 과가열하여 금형주조장치에 주입하게 되는데, 이때 용탕이 냉각되는 과정에서 액상의 용탕이 열전달을 통해 고체 상태로 변화는 동안 상변화(phase change)가 발생하기 때문이다. 순수 금속의 경우에는 어느 일정한 온도에서 상변화가 일어나지만, 합금의 경우에는 일정 온도범위에 걸쳐 상변화가 일어나고, 응고는 액상온도(liquidus temp.)에서 시작하여 고상온도(solidus temp.)에서 완료되며, 이러한 온도범위에서는 고상과 액상의 2상 영역(mushy zone)이 공존하게 된다[25]. 이러한 이유로 Fig. 12에서 나타낸 것처럼 순수 알루미늄의 경우 용융온도인 660℃에서 액상의 Al이 고상으로의 상변화를 보이는 동안 잠열이 발생하여 일정시간동안 동일한 온도를 유지하다가 고상으로 완전히 변하면 그때부터 다시 냉각이 이루어지지만, 본 연구에서 사용하는 Al합금의 경우 여러 가지 이종원소가 혼합되어 있어서 함유물의 영향으로 순수 Al의 용융온도보다 낮은 온도에서 상변화가 시작되고 있으며, 상변화 과정 또한 잠열과 혼합물의 영향으로 매우 느린 냉각속도를 보인다.



(a) From 0 to 420 minutes



(b) From 0 to 25 minutes



(c) From 25 to 420 minutes

Fig. 11 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time (AC4C)

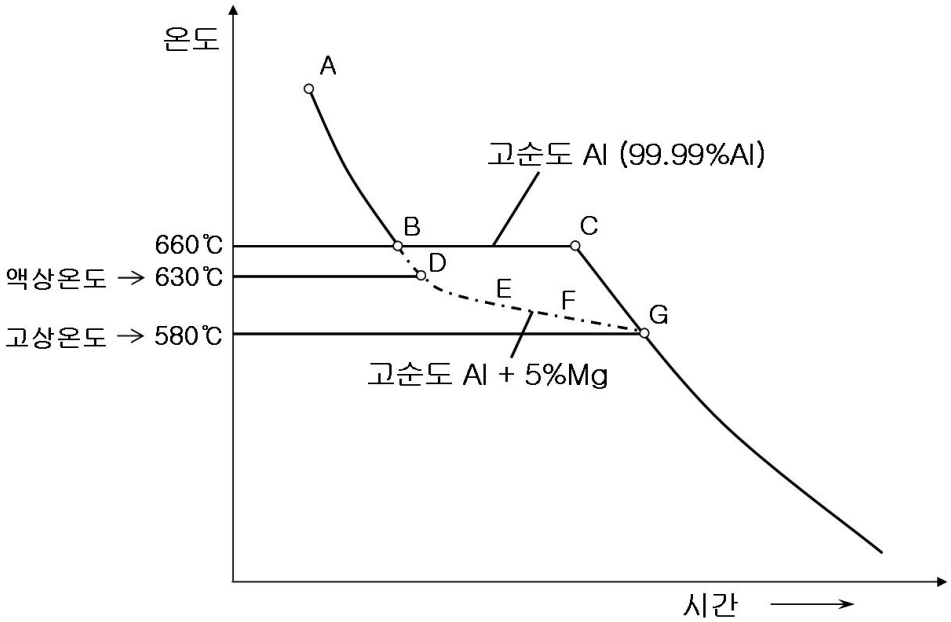


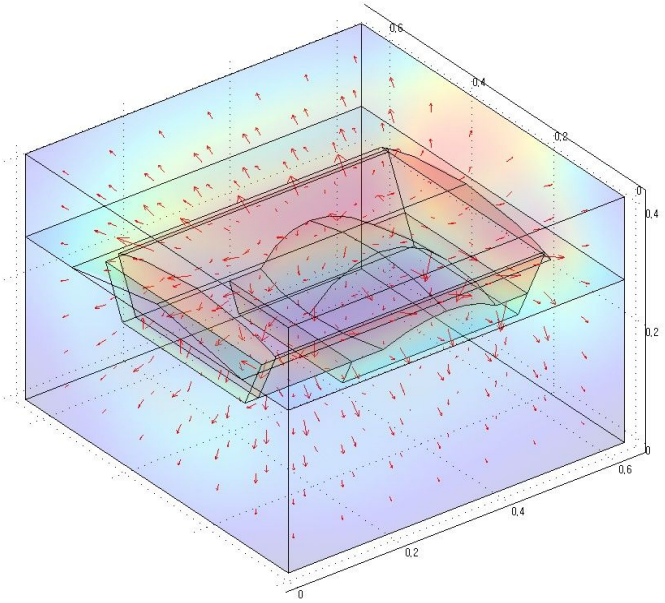
Fig. 12 Thermal curve interpretation of pure Al and Al - 5% Mg alloy

4.2 수치해석 결과

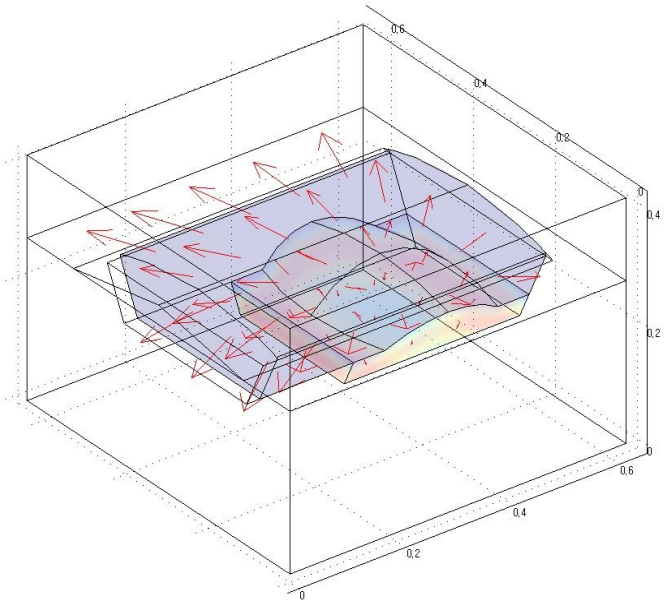
수치해석을 위하여 산업현장에서 사용하는 몰드를 토대로 모델링을 하였고, 실제 실험을 수행한 연구 자료를 바탕으로 실험을 수행하였다. 그리고 주조장치 내부로 용탕 주입과정 없이 완전히 충만된 상태인 것으로 가정하여 수치해석을 수행하였다. 또한, 주조장치는 약 200℃, 코어는 80℃로 예열된 상태인 것으로 간주하고 용탕은 주조재의 녹는 온도에 기준을 맞추었다.

용탕 주입이 완료된 후 약 15분에서 25분이 지나면 주조된 몰드를 주조장치에서 분리하여 상온상태에서 냉각시켜 50℃이하가 될 때까지 해석을 수행하였고, 이때를 주조 완료 시점으로 놓고 수치해석을 실시하였다.

Fig. 13은 수치해석 결과를 3차원 형상으로 나타낸 것으로서 Fig. 13(a)는 용탕주입 후 탈착 전까지 수치해석한 결과를 나타낸 것으로서, 온도분포와 열유속을 나타낸 것이다. 또한, Fig. 13(b)는 몰드를 주조장치에서 분리한 후 완전냉각상태에 이른 몰드로서 코어와 몰드가 결합된 상태에서의 온도분포와 열유속을 나타낸 것이다. 여기서 열유속은 화살표로 표현하였으며 그 값을 방향과 크기로서 나타내었다.



(a) With metal casting device



(b) Without metal casting device

Fig. 13 Visualization of temperature distribution and heat flux direction in numerical analysis model

4.2.1 AC7A 주조재의 수치해석 결과

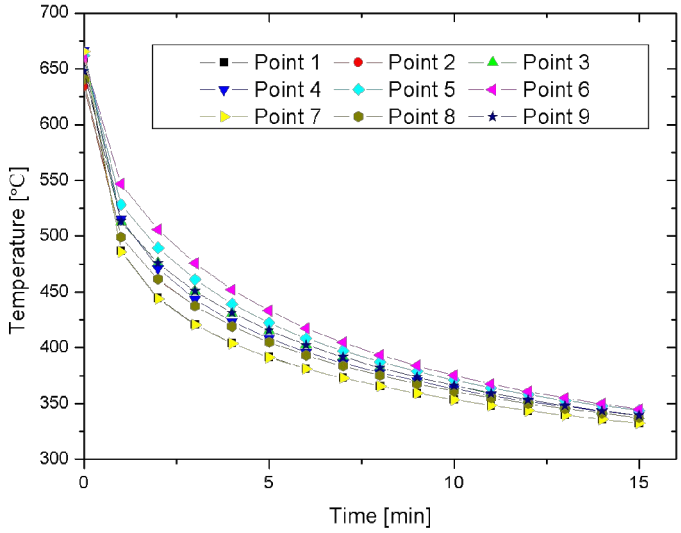
실제 실험 결과를 바탕으로 수치해석을 수행한 결과 Fig. 14와 같은 온도분포 결과를 도출할 수 있었다.

Fig. 14(a)는 AC7A 주조재의 용탕을 주조장치에 주입하여 15분이 경과할 때까지의 온도분포를 나타낸 것으로서 초기에 급격한 온도저하가 일어나는 것을 볼 수 있고, 점차 냉각속도가 줄어들면서 측정지점의 온도가 평형을 이루어 가는 것을 볼 수 있다. 또한, 외부와 가장 가까운 위치에 있는 1, 4, 7번 지점에서 가장 빠른 냉각속도를 보이고 있고, 몰드의 중앙부분인 4, 5, 6번 지점 중 특히, 6번 지점에서 냉각속도가 매우 느린 것을 알 수 있다. 이는 전체적인 몰드 형상을 볼 때 6번 지점이 가장 중앙부분에 해당하기 때문으로 사료된다. 이 후 Fig. 14(b)에서는 15분이 지난 후 주조장치에서 분리한 다음 자연냉각과정동안의 온도분포 결과로서 각각의 측정지점이 거의 비슷한 온도를 유지하며 50℃까지 냉각되는 것을 볼 수 있다.

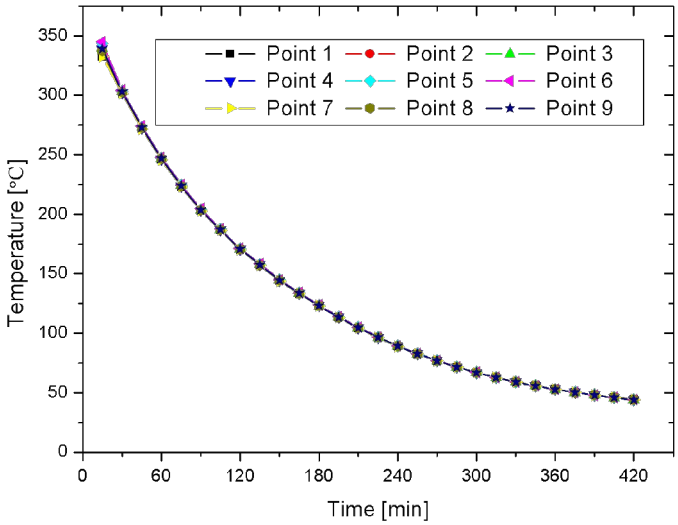
이러한 냉각패턴은 실험데이터와 매우 유사하며, 따라서 수치해석 결과를 신뢰할 수 있었고, 응력과 변위를 예측할 수 있었다.

Fig. 15는 변위분포를 나타낸 그림으로서 Fig. 15(a)는 용탕주입 후 15분 동안 변화를 나타내고 있다. 변위분포를 살펴보면 냉각이 급격하게 진행되는 초기에 많은 변위량을 보이고 있고, 이후 변위폭이 점차 줄어드는 것을 볼 수 있다. 또한, 열의 집중 현상을 보이는 4, 5, 6번 지점에서 가장 높은 변위량을 볼 수 있었다. 하지만, 15분이 지난 후 몰드를 탈착하면 외기와 가장 가까운 부분에 위치해 있는 1, 4, 7번 지점에서 변위량이 가장 높게 나타났다.

Fig. 16은 응력분포를 나타낸 그림으로서 Fig. 16(a)는 용탕주입 후 15분 동안 응력의 변화를 나타내고 있다. 응력분포를 살펴보면 각 측정지점 중에서 2, 5, 8번 지점이 가장 높은 값을 나타내는 것을 볼 수 있고, 또한, Fig. 16(b)에서 보는 것처럼 탈착 후에도 동일한 지점에서 가장 높은 값을 보였다. 이는 열이 집중되는 곳으로서 주변과 온도차가 가장 높게 나타난 곳에서 이러한 현상이 발생하며 탈착 후에도 동일한 현상을 보이는 것을 알 수 있었다.

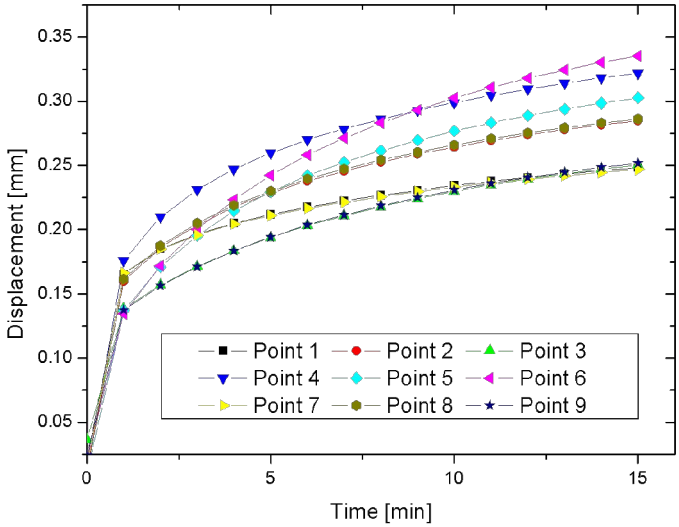


(a) From 0 to 15 minutes

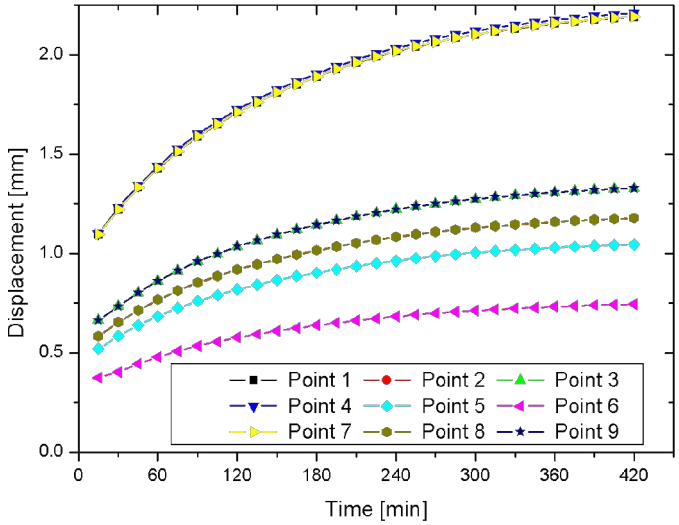


(b) From 15 to 420 minutes

Fig. 14 Temperature distribution calculated by numerical analysis (AC7A)

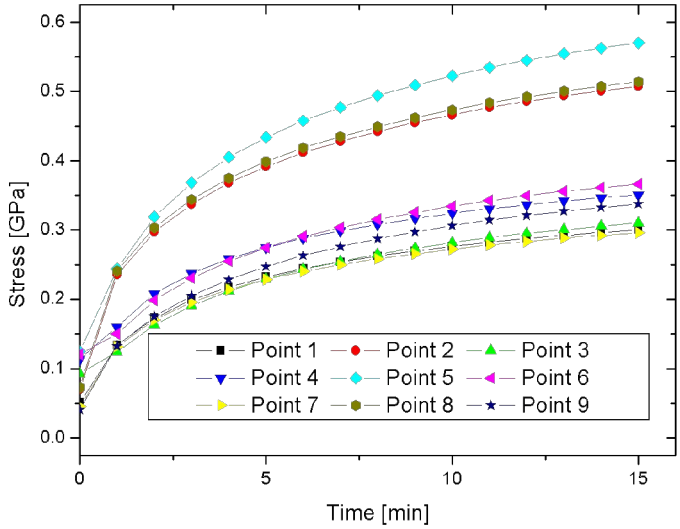


(a) From 0 to 15 minutes

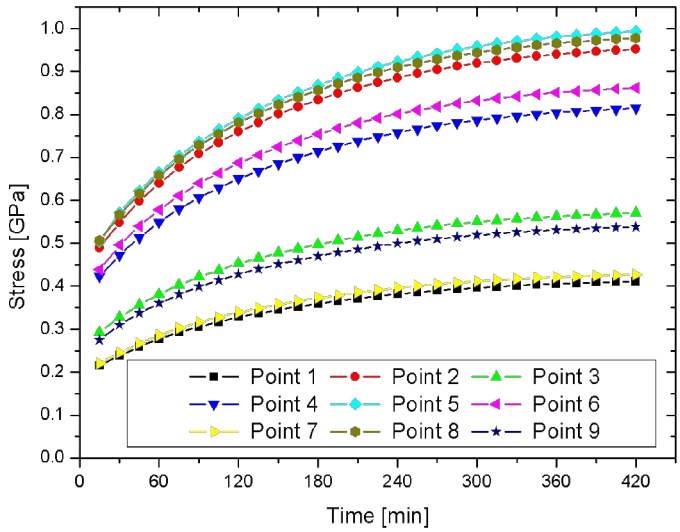


(b) From 15 to 420 minutes

Fig. 15 Displacement distribution calculated by numerical analysis (AC7A)



(a) From 0 to 15 minutes



(b) From 15 to 420 minutes

Fig. 16 Stress distribution calculated by numerical analysis (AC7A)

4.2.2 AC4C 주조재의 수치해석 결과

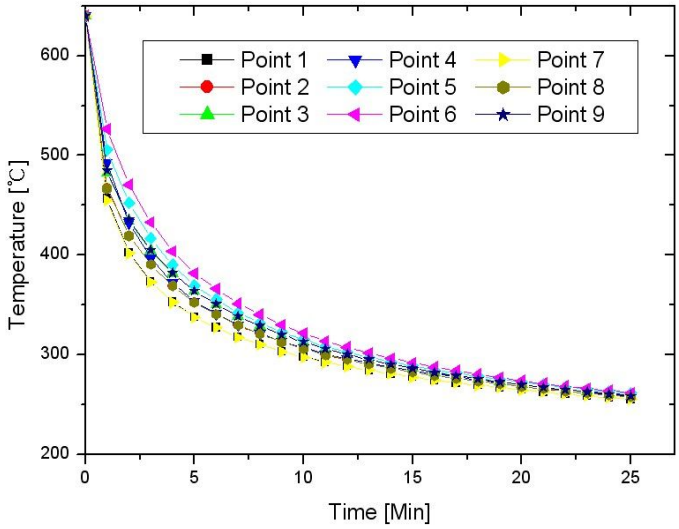
AC7A 주조재에 대한 수치해석과 동일한 모델링을 가지고 수치해석을 수행하였고, 다음과 같은 결과를 도출할 수 있었다.

Fig. 17은 온도분포 결과를 나타낸 그래프로서 Fig. 17(a)는 AC4C 주조재 용탕을 주조장치에 주입한 다음 25분 동안 온도분포 결과를 나타낸 것이다. 온도분포 결과를 살펴보면 AC7A와 유사한 온도분포를 보이는데, 냉각초기에는 급격한 냉각속도를 보이다가 점차 느려지면서 온도평형을 이루어 가는 것을 볼 수 있고, 특히, 외기와 가장 가깝게 위치한 부분에서 가장 빠른 냉각속도를 보이고 있고, 몰드의 중심부분에 해당하는 4, 5, 6번 지점 중 특히, 6번 지점에서 가장 느린 냉각속도를 보이고 있다. 이후 Fig. 17(b)에서는 몰드의 탈착 후 냉각과정을 나타낸 것으로서 50℃가 될 때 까지 각각의 측정지점에서 유사한 온도패턴을 보이며 서서히 냉각되면서 온도평형을 이루어 가는 것을 볼 수 있었다.

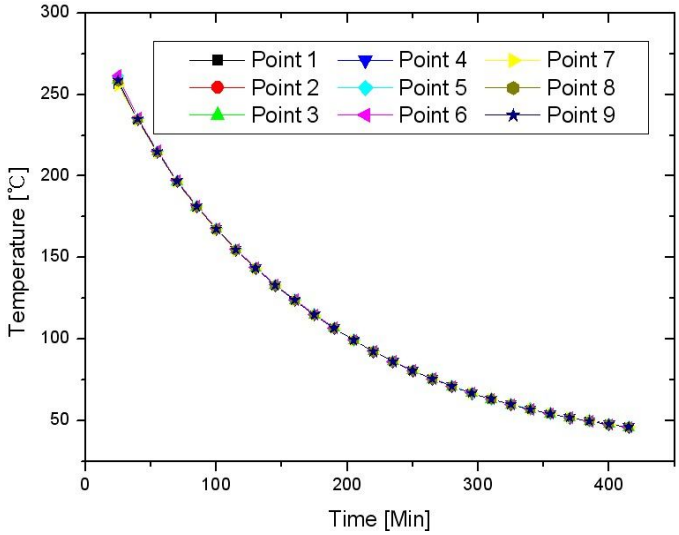
이러한 온도분포에 대한 수치해석 결과를 토대로 실험결과와 비교했을 때 매우 유사한 것을 알 수 있었고, 이것은 수치해석 결과의 신뢰성을 확보할 수 있었다.

Fig. 18은 몰드의 변위분포를 나타낸 것으로서 Fig. 18(a)를 보면 냉각 초기에는 급격한 변위폭을 보이고 있으나 점차 그 폭이 줄어드는 것을 볼 수 있었고, 특히, 4, 5, 6번 지점에서 변위량이 높게 나타나는 것을 볼 수 있었다. 또한, Fig. 18(b)에서 볼 수 있듯이 25분이 지나고 몰드를 탈착한 후에는 외기와 가장 가까운 곳에 위치한 1, 4, 7번 지점에서 변위값이 높게 나타났다. 이는 온도변화가 급격히 일어나는 곳의 변위가 높다는 것을 보여준다.

Fig. 19는 몰드의 응력분포를 나타낸 것으로서 냉각초기 그래프인 Fig. 19(a)를 살펴보면 2, 5, 8번 지점에서 응력값이 높게 나타났고, 25분이 지난 후 몰드를 주조장치에서 탈착한 후에도 또한 동일한 지점에서 응력값이 높게 나타났다. 이는 다른 측정지점과의 냉각속도차가 큰 곳이 응력값도 높게 나타난다는 것을 알 수 있었다.

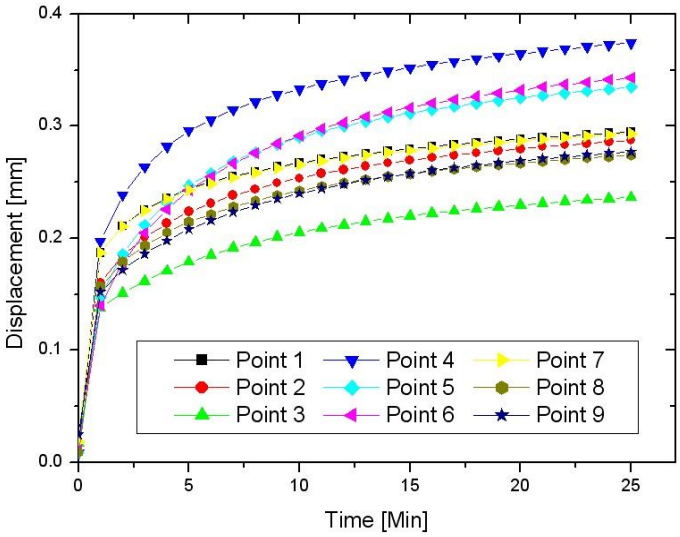


(a) From 0 to 25 minutes

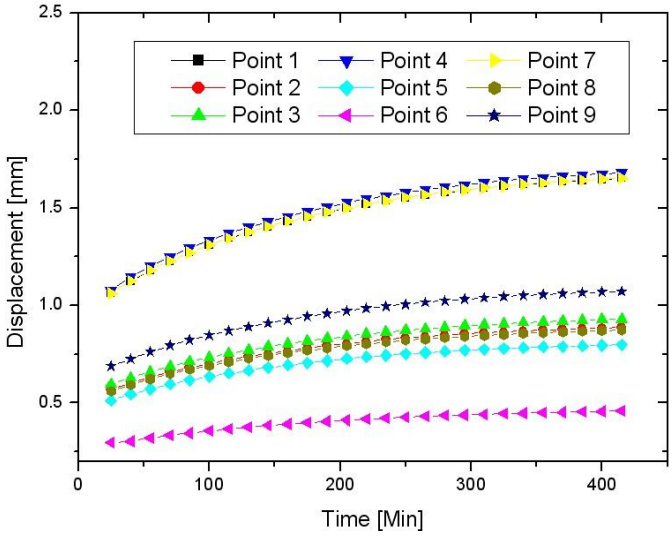


(b) From 25 to 420 minutes

Fig. 17 Temperature distribution calculated by numerical analysis (AC4C)

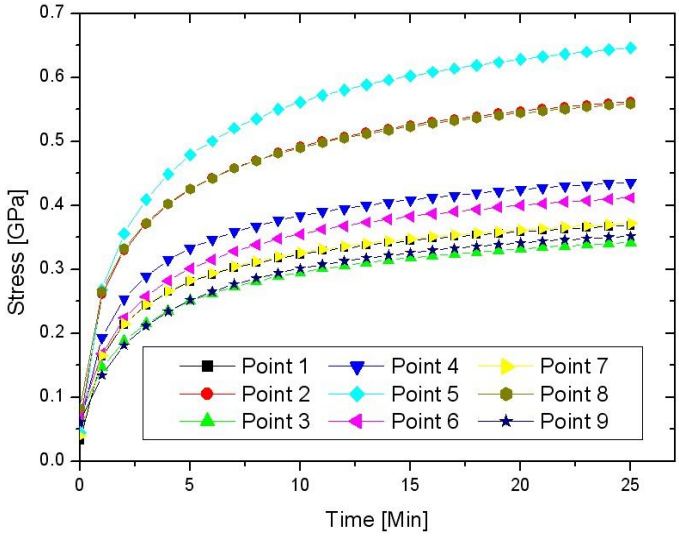


(a) From 0 to 25 minutes

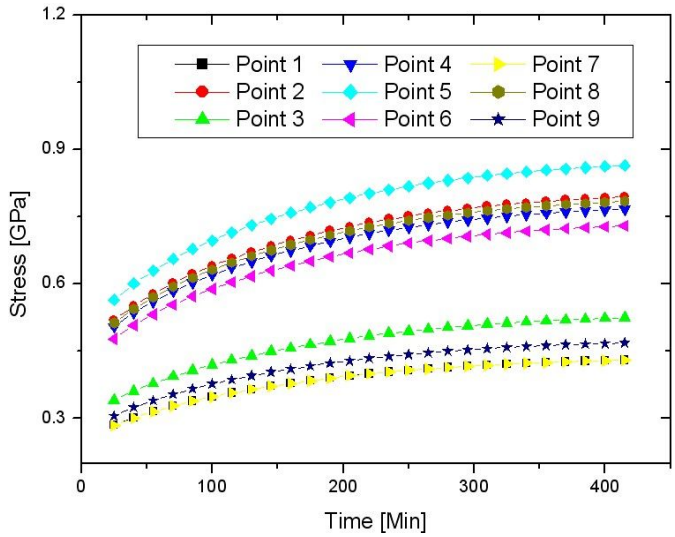


(b) From 25 to 420 minutes

Fig. 18 Displacement distribution calculated by numerical analysis (AC4C)



(c) Stress variation



(c) Stress variation

Fig. 19 Stress distribution calculated by numerical analysis (AC4C)

제 5 장 결 론

본 연구에서는 금형주조장치와 중력주조법을 이용하여 자동차용 타이어 몰드를 제작할 때, 주조재인 AC7A와 AC4C Al합금에 대한 온도분포를 실험을 통하여 살펴보았다. 또한, 온도분포를 편미분방정식을 적용한 상용코드인 “COMSOL MULTIPHYSICS 3.3 VER"을 이용하여 수치해석 방법으로 검증해 보고, 이를 토대로 변위와 응력분포를 계산하여 주조재에 따른 냉각특성을 알아보았다. 본 연구를 통하여 얻은 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 실험을 통하여 각각의 주조재에 대한 냉각특성을 파악한 결과, AC7A가 AC4C에 비해 용융온도는 다소 높으나 냉각속도가 빨라 탈착시간이 약 10분가량 빠르고, 최종 냉각 완료시간 또한 380분 정도로 20분 정도 빠른 것을 알 수 있었다.

2) 또한, 실험 결과를 살펴보면 용탕을 주입한 후 AC7A의 경우 약 5분 그리고 AC4C의 경우 약 15분 동안 서서히 냉각되는 것을 볼 수 있는데, 이는 고온의 용탕이 냉각되는 과정에서, 액상의 용탕이 고체 상태로 변하는 상변화 과정 동안 잠열이 발생하여 나타나는 현상이다.

3) 수치해석을 통한 온도분포를 비교한 결과 상변화 과정을 제외한 거의 모든 부분에서 유사한 온도패턴을 보이고 있고, 이를 토대로 수치해석 결과의 신뢰성을 확보할 수 있었다. 또한, 두 가지 주조재의 변위를 비교한 결과 변위값이 4번 지점에서 동일하게 높게 나타났으나 AC7A가 22mm로 AC4C에 비해 약 0.5mm

높게 나타났다. 그리고 응력분포를 살펴보면, 두 주조재 모두 5번 지점에서 높게 나타났으며, AC7A의 응력값이 0.98GPa로서 AC4C에 비해 0.1GPa 높게 나타났다.

4) 이로서 두 주조재의 실험과 수치해석 결과를 비교한 결과, AC7A 주조재의 경우 AC4C 주조재에 비하여 생산성이 우수하다고 생각된다. 하지만, 변위값과 응력값이 AC7A가 AC4C에 비해 높게 나타났고, 이는 제품의 정밀도에 영향을 미치게 되므로 AC4C 주조재를 이용할 시 보다 높은 정밀도를 가지는 제품을 제작할 수 있을거라 사료된다.

참 고 문 헌

1. J. Szekely and A. S. Jassal, Metall. Trans, Vol. 9B, pp. 389, 1978.

2. J. Cambell, Mat. Sci. & Tech, Vol. 17, pp. 885, 1991.

3. Y. T. iM, “Solidification Analysis of Casting and Semi-solid Forging”, Vol. 21, No. 3, pp.155-162, 2001.

4. B. W. Cheon, "The Effect of the Metallic Mold Cooling System on the Solidification Structures and the Mechanical properties for Al alloy Casting", Dong-A University, 1994.

5. J. H. Perepezko and S.E. Lebean, "Aluminum Transformation Technology and Application", J. of ASM, 1981.

6. R. J. Sarjant and M. R. Slack, J. Iron Steel Inst., Vol. 177, pp. 428, 1954.

7. G. Comini and S. Del Guidice, Int. J. Number. Methods Engineering, Vol. 8, pp. 612, 1974.

8. C. P. Hong T. Umeda and Y. Kimura, Boundary Elements (Eds. C.A.Breibbia et al.), Springer-Verlag, Berlin, pp. 153, 1983.

9. J. K. Choi and C. P. Hong, Modeling of Casting and Solidification Processes 1991 (Eds. C.P.Hong et al.), Yonsei Univ. Press, pp. 337, 1992.

10. G. M. Dusinberre, “Heat Transfer Calculation by Finite Differences”, Int. Texbook Co., Scranton PA., 1961.

11. W. J. Minkowycz, E. M. Sparrow, G. E. Schneider and R. H. Pletcher, IN Handbook of Numerical Heat Transfer, Hohn Wiley & Sons, Inc., 1988.

12. K. Morgan, R. W. Lewis and O. C. Zienkiewicz, Int. J. Numer, Methods Engng., Vol. 12, pp. 1191, 1978.

13. I. Ohnaka and T. Fukusako, IMONO, Vol. 48, pp. 139.

14. V. Pashkis, Trans, AFS, Vol. 53, pp. 90, 1945.

15. E. A. Mizikar, Trans. AIME, Vol. 239, pp. 1747, 1967.

16. E. Niyama, T. Uchida, M. Morikawa and S. Saito, AFS Int. Cast Metals J., Vol. 7, pp. 352, 1982.

17. C. P. Hong, T. Umeda and Y. Kimura, Metal. Trans., Vol. 15B, No. 1, pp. 91-99 and pp. 101-107, 1984.

18. C. P. Hong, T. Umeda and Y. Kimura, J. Japan Inst., &etas. Vol. 49, No. 11, pp. 1099, 1984.

19. R. J. Sarjant and M. R. Slack, J. Iron Steel Inst., Vol. 177, No. 428, 1954.

20. G. Comini and S. Del Guidice, Int. J. Numer, Methods Engng., Vol. 8, pp. 612, 1974.

21. P. N. Hansen, “Solidification and Casting of Metals”, The Metals Socirty, London, pp. 350, 1979.

22. K. Imafuku, Japan Soc. Mech. Eng., 805-2, 115, 1980.

23. S. C. Son, "Thermal Stress Analysis of Coated Materials Using the Finite Element Method, Master Thesis, Ulsan University, 1994.

24. J. A. Spittle, G. W. Dellamore and R. W. Smith, The Solidification of Metals, The Iron and Steel Inst., 1968.

25. M. S. Yeo et al, “A study on the phase change in the cylindrical mold by the enthalpy method”, J. of SAREK, Vol. 11, No. 6, pp. 891-897, 1999.

저작물 이용 허락서

학 과	기술·가정교육	학 번	20078143	과 정	석사
성 명	한글: 탁 덕 기 한문: 탁 덕 기 영문: Tak, Deok-Gi				
주 소	전북 순창군 순창읍 교성리 경천주공 APT 102-1004				
연락처	010-5653-4182 E-MAIL: tak7355@hanmail.net				
논문제목	한글: 알루미늄 캐스팅 몰드용 주조재의 냉각 및 응력분포 특성에 관한 연구 영문: A Study on Cooling Characteristics and Stress Distributions of Al-Casting Mold Material				

본인이 저작한 위의 저작물에 대하여 다음과 같은 조건 아래 조선대학교가 저작물을 이용할 수 있도록 허락하고 동의합니다.

- 다 음 -

1. 저작물의 DB구축 및 인터넷을 포함한 정보통신망에의 공개를 위한 저작물의 복제, 기억장치에의 저장, 전송 등을 허락함.
2. 위의 목적을 위하여 필요한 범위 내에서의 편집・형식상의 변경을 허락함. 다만, 저작물의 내용변경은 금지함.
3. 배포・전송된 저작물의 영리적 목적을 위한 복제, 저장, 전송 등은 금지함.
4. 저작물에 대한 이용기간은 5년으로 하고, 기간종료 3개월 이내에 별도의 의사 표시가 없을 경우에는 저작물의 이용기간을 계속 연장함.
5. 해당 저작물의 저작권을 타인에게 양도하거나 또는 출판을 허락을 하였을 경우에는 1개월 이내에 대학에 이를 통보함.
6. 조선대학교는 저작물의 이용허락 이후 해당 저작물로 인하여 발생하는 타인에 의한 권리침해에 대하여 일체의 법적 책임을 지지 않음.
7. 소속대학의 협정기관에 저작물의 제공 및 인터넷 등 정보통신망을 이용한 저작물의 전송・출력을 허락함.

2010년 2월 25일

저작자: 탁 덕 기 (서명 또는 인)

조선대학교 총장 귀하