creative commons

COMMONS DEED

저작자표시-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

BY: **저작자표시**. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

= **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]I804:24011-200000234328

목 차

제 1 장 서 론 ····· 1

1.1 연구배경 ····· 1

1.2 연구목적 및 내용 ····· 2

제 2 장 이론해석 ····· 4

2.1 유한요소법에 의한 금형의 온도분포 해석 ····· 4

2.1.1 에너지 보존의 법칙에 의한 열전도 방정식 ····· 4

2.1.2 변분법에 의한 유한요소 정식화 ····· 7

2.2 유한요소법에 의한 금형 변형 및 응력해석 ····· 12

2.2.1 변형률과 변위와의 관계 ····· 12

2.2.2 응력과 변형률과의 관계 ····· 12

2.2.3 금형 내에서의 열변형률 ····· 14

2.2.4 금형 내에서의 초기 응력과 변형률 ····· 14

제 3 장 수치해석 방법 및 결과해석 ····· 16

3.1 수치해석 방법 ····· 17

3.2 수치해석 결과 ····· 19

3.2.1 알루미늄 합금 금형의 온도분포 결과 ····· 19

3.2.2 알루미늄 합금 금형의 변위분포 결과 ····· 29

3.2.3 알루미늄 합금 금형의 응력분포 결과 ····· 34

제 4 장 실험 방법 및 결과 ····· 38

4.1 실험 방법 ····· 38

4.2 실험 결과 ····· 41

제 5 장 결 론 ····· 49

참고문헌 ····· 50

LIST OF FIGURES

Fig. 1 Triangular element of 3-node at two-dimension ····· 8

Fig. 2 Convection heat loss in the *i* - *j* surface ····· 11

Fig. 3 Schematic diagram of 3D analysis model and initial conditions ····· 18

Fig. 4 Schematic diagram of numerical analysis and test section ····· 20

Fig. 5 Numerical result of temperature distribution at the point 1, 4 and 7 ····· 22

Fig. 6 Numerical result of temperature distribution at the point 2, 5 and 8 ····· 23

Fig. 7 Numerical result of temperature distribution at the point 3, 6 and 9 ····· 24

Fig. 8 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point 1, 4 and 7 ····· 26

Fig. 9 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point 2, 5 and 8 ····· 27

Fig. 10 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point 3, 6 and 9 ····· 28

Fig. 11 Numerical result of displacement distribution at the point 1, 4 and 7 ····· 30

Fig. 12 Numerical result of displacement distribution at the point 2, 5 and 8 ····· 31

Fig. 13 Numerical result of displacement distribution at the point 3, 6 and 9 ····· 32

Fig. 14 The visualization of displacement direction at 20 minutes in tire mold ····· 33

Fig. 15 Numerical result of stress distribution at the point 1, 4 and 7 ····· 35

LIST OF FIGURES (Continued)

Fig. 16 Numerical result of stress distribution at the point 2, 5 and 8 ····· 36

Fig. 17 Numerical result of stress distribution at the point 3, 6 and 9 ····· 37

Fig. 18 Schematic diagram of experimental apparatus ····· 39

Fig. 19 Photograph of experimental apparatus ····· 40

Fig. 20 Installation of thermocouples on the core surface ····· 40

Fig. 21 Experimental result of temperature distribution at the point 1, 4 and 7 ····· 42

Fig. 22 Experimental result of temperature distribution at the point 2, 5 and 8 ····· 43

Fig. 23 Experimental result of temperature distribution at the point 3, 6 and 9 ····· 44

Fig. 24 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point 1, 4 and 7 ····· 46

Fig. 25 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point 2, 5 and 8 ····· 47

Fig. 26 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point 3, 6 and 9 ····· 48

LIST OF TABLES

Table 1 Physical properties of AC7A casing material ····· 16
Table 2 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 22
Table 3 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 23
Table 4 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 24
Table 5 Numerical result of temperature value after 20 minute ····· 26
Table 6 Numerical result of temperature value after 20 minute ····· 27
Table 7 Numerical result of temperature value after 20 minute ····· 28
Table 8 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes ····· 30
Table 9 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes ····· 31
Table 10 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes ····· 32
Table 11 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes ····· 35
Table 12 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes ····· 36
Table 13 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes ····· 37
Table 14 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 42
Table 15 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 43
Table 16 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes ····· 44
Table 17 Experimental result of temperature value after 20 minute ····· 46
Table 18 Experimental result of temperature value after 20 minute ····· 47
Table 19 Experimental result of temperature value after 20 minute ····· 48

NOMENCLATURE

E_{in}	검사체적에 유입되는 에너지
U	내부에너지
Q	내부적인 열원
q	열유속
t	시간
T	온도
$\frac{dT}{dx}$	온도구배
c	비열
ρ	질량밀도
k	열전도율
h	열전달계수
T_∞	자유 유동 대기온도
E	체적탄성계수
[D]	물성행렬
[N]	형상함수
ε	변형률
σ	응력
τ	전단응력
v	포아송비
α	열팽창계수

ABSTRACT

A Study on Thermal Strain Analysis of Aluminum Alloy for Tire Mold

Kim, Yong-Bum

Advisor : Prof. Oh, Yool-Kwon Ph.D.

Major in Precision Mechanical Engineering

Graduate School, Chosun University

The manufacturing industry such as tire product must be changed to consult the taste of customers and is required to make the best product that it has improved more stability and driving performance at consumer's desire in a short time. So, many studies have been tried to produce the mold product of good quality and to reduce the manufacturing process in mold industry. And, they are increasingly concentrated on process technique development of tire mold using aluminum (Al) alloy. Generally, there are two types of separating method in the tire mold manufacturing process. The first, and basic one, is a full-casting mold which is obtained the product of uniform quality and is easy the mass production. However, the product of width tire that tread pattern is complex is difficult.

The second type of separating method is sectional-casting mold, in which the product of width tire having a complex tread pattern is made without a defect because it is manufactured to 6 ~ 8 equal division. But, in this case, because rubber flush is apt to occur from division part, casting mold must have a high precision and need a long time in manufacturing process. Also, precision of casting mold can decrease by contraction during the solidification process in mold.

Therefore, this study presents numerical analysis applying a finite element method (FEM) on thermal deformation characteristics of Al alloy mold for automobile tire production. To analyze the thermal deformation characteristics on the tread pattern of sectional-casting mold using Al alloy, it is investigated the temperature, thermal displacement and thermal stress of Al alloy tire mold using a FEM. The numerical results are presented to help to make the effective and the best tire mold. Moreover confidence of numerical analysis improved by experimental to be based on numerical analysis. Therefore the most suitable condition will be predicted by numerical analysis when prototype manufactured. And then, cost and time of production can be reduced for this study. In addition, the introduced technique of numerical work needs to improve the precision of mold and particularly is very useful to analyze the material processing technology.

제 1 장 서 론

1.1 연구배경

타이어는 자동차에서 유일하게 지면과 맞닿는 부품으로서 차의 성능과 용도에 따라서 최적의 설계가 요구되어진다. 이러한 타이어에서 지면과 맞닿는 부분을 트레드라고 하며 차의 용도와 기능에 따라서 각기 다른 문양을 나타내고 있다. 이러한 문양을 총칭하여 트레드 패턴(Tread pattern)이라고 하며 이러한 트레드 패턴은 빗길이나 눈길에서 자동차의 안전성을 향상시키지만 트레드 패턴으로 인하여 주행 중에 타이어에 의한 소음을 발생시키기도 한다. 뿐만 아니라 트레드 패턴은 자동차의 쏠림 또는 마모 등에 직접적인 영향을 주는 요인으로 타이어의 수명과 주행 성능을 결정짓기에 많은 타이어 회사에서 이에 대한 연구가 계속 진행되어지고 있다. 자동차의 성능 향상과 소비자의 소비 성향의 고급화는 트레드 패턴의 연구를 촉진시키며 제품의 고품질·다품종의 소량 생산으로 변해가는 21세기의 산업 구조에 의하여 높은 품질과 빠른 공급이 타이어 산업의 성패를 좌우하는 조건이 되었으며, 이에 금형 산업은 빠른 제품 생산을 위한 금형 제작기간의 단축과 정밀도 향상이 시급히 해결해야 할 문제로 부각되고 있다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 금형의 응고과정에서 발생되는 물리적 제반 현상을 컴퓨터 시뮬레이션을 이용하여 해석하고 예측함으로써 설계 및 제작과정에서 불필요한 공정의 개선과 제조시간 및 소요경비를 줄여 새로운 제품의 개발이 보다 신속하고 경제적으로 이루어 질 수 있다.[1)2)]

자동차 타이어 생산 공정 중에서 사용되는 몰드(Mold)는 트레드 패턴을 형성하는 가류공정에서 사용되며, 트레드는 성형공정에서 완제품에 가까운 그린케이스에 열과 압력을 가하여 제작되고, 타이어 제조 공정에서 금형의 분리 방법에 따라서 일체형(Full type) 금형과 분할형(Sectional type)으로 구분할 수 있다.

일체형 금형은 타이어 제조시 수평 양분할의 구조를 가지는 방식으로 대량생산에 적합하며 균일한 품질의 제품을 생산할 수 있는 장점을 가지고 있으나 그린케이스를 금형 내에서 타이어 형상을 성형한 후 금형을 이형할 때 전단력으로 인하여 타이어 제품에 결함과 변형이 발생하기 때문에 트레드 패턴이 복잡

한 승용차 타이어나 광폭타이어 제조에 부적합하다는 단점을 가지고 있다. 일체형 금형과 다르게 분할형 금형은 타이어의 수직방향으로 6~8등분하여 제작한 후 이를 컨테이너를 이용하여 조립하는 방식이다. 이러한 분할형 금형 내에서 타이어의 형상을 성형한 후 타이어 외경방향으로 벌어지며 분리되기 때문에 트레드 패턴이 복잡한 타이어나 광폭타이어의 제조에 적합하다. 하지만 분할형 금형의 단점으로는 타이어의 트레드 패턴을 성형하는 과정에서 금형의 접합부에서 많은 고무 Flush가 발생하기 쉽기에 금형의 높은 정밀도가 요구되고 제작기간도 길어지는 점을 들 수 있다.

따라서 본 연구에서는 주조재인 AC7A 알루미늄 합금을 사용하여 타이어 금형을 제작할 때 금형 주조기 내부에서 냉각되는 과정을 수치해석으로 예측하고 금형의 열변형 제어를 위한 Data Base를 정립하여 분할금형을 제작할 때 변형과 응력을 최소화함과 동시에 금형의 정밀도를 높여 정밀 금형 주조기술을 개발함으로써 고급타이어나 광폭타이어 제조에 보다 효과적으로 적용할 수 있는 분할 금형 기술의 정밀도 및 생산성을 향상시키고자 한다.

1.2 연구목적 및 내용

타이어 제조에 사용되는 금형은 현재 1 piece로 구성되어 있으며, 이러한 금형을 제조하는데 있어 크기가 크기 때문에 제조원가 및 제작성 측면에서 불리하다. 따라서 본 연구에서는 이러한 타이어 제조용 금형을 금형의 대칭성을 이용하여 6 pieces 또는 8 pieces의 형태로 구성하였다. 그러나 이러한 세분화된 금형이 전체적인 형상을 구성할 때 금형의 응고과정에서 수축[3)4)]으로 인한 제품의 정밀도가 떨어질 수 있다. 또한 응고가 진행됨에 따라 고상의 주물이 수축하여 접촉면에서 air gap이 확장됨으로써 열전달은 점차 감소되어 어느 시간 이후 일정한 값을 유지하는 것으로 알려져 있다.[5)6)] 따라서, 본 연구에서는 금형의 제작과정에서 발생되는 열응력으로 인한 오차를 줄이고 제품의 정밀도를 향상시키기 위하여 선행된 연구를 바탕으로[7~9)] 응고시 치수 변화량을 정확히 예측하고자 한다.

본 연구에서는 이러한 열변형 예측을 위하여 첫 번째로 타이어 몰드용 금형이 응고되는 과정을 시간에 의한 온도분포를 예측할 수 있도록 상용화 되어 있는 유한요소 프로그램을 이용하여 온도 특성을 파악하고자 하였다. 두 번째로는 타이어 몰드용 금형의 제작시 유한요소 프로그램에서 얻어진 시간에 의한 온도분포 이력을 기초로 하여 각 지점마다 발생되는 변위 및 응력 등으로 인한 치수변화를 정확히 예측하고자 한다. 이러한 과정을 거쳐 타이어 몰드용 금형의 제작형태에 따른 치수 변화를 정확히 예측하여 고정밀도 금형제작에 기여하는데 목적을 두고 수치해석적으로 분석하여 타이어 몰드용 알루미늄 합금 금형의 특성을 파악해 보고자 한다. 또한 이러한 수치해석에 사용된 설계와 동일한 조건의 금형주조 장치를 제작하여 실험을 실시하였으며, 이러한 실험을 통한 온도분포 결과 값과 수치해석의 온도분포 결과 값을 비교·분석하여 수치해석의 신뢰성을 높여 타이어 몰드용 금형의 정밀도 향상에 기여하고자 한다.

제 2 장 이 론 해 석

2.1 유한요소법에 의한 금형의 온도분포 해석

2.1.1 에너지 보존의 법칙에 의한 열전도 방정식

대류가 없는 일차원 열전도 현상에 대한 기본 미분 방정식을 통한 에너지 보존의 법칙에 의하여,[3)4)]

$$E_{in}+E_{generated}=\triangle U+E_{out}$$

또는

$$q_x Adt + QAdxdt = \triangle U + q_{x+dx} Adt \tag{1}$$

으로 표현할 수 있다.

여기서, E_{in} : 검사체적에 유입되는 에너지 [Joule]

$\triangle U$: 내부에너지의 변화량 [kW·h]

q_x : x검사체적 표면에 통해 전도되어 들어오는 열유속 [kW/m^2]

q_{x+dx} : $x+dx$검사체적 표면을 통해 전도되어 나가는 열유속 [kW/m^2]

t : 시간 [h, sec]

Q : 내부적인 열원 [kW/m^3]

이때, 열은 물체 내에 온도차가 있으면 온도가 높은 곳에서 낮은 곳으로 흐르고, 이를 식으로 Fourier's의 열전도 법칙에 의하여 q_x를 정리하면,

$$q_x = -k_{xx}\frac{dT}{dx} \tag{2}$$

여기서, k_{xx} : x 방향의 열전도율 [kW/m℃]

T : 온도 [℃]

$\frac{dT}{dx}$: 온도구배 [℃/m]

위 식 (2)는 x방향의 열유속이 x방향의 온도구배에 비례함을 설명하고 있고, 테일러급수를 사용하여 2차 항까지 표현하면,

$$q_{x+dx} = -\left[k_{xx}\frac{dT}{dx} + \frac{d}{dx}\left(k_{xx}\frac{dT}{dx}\right)dx\right] \tag{3}$$

내부에너지의 변화는 다음과 같이 표현된다.

$$\triangle U = c(\rho A dx)dT \tag{4}$$

여기서, c : 비열 [kW · h/(kg · ℃)]

ρ : 질량밀도 [kg/m^3]

위의 식 (2) ~ (4)를 식 (1)에 대입하고, $Adxdt$로 나누어서 간단히 정리하면 다음과 같은 일차원 열전도 방정식이 얻어진다.

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_{xx}\frac{\partial T}{\partial x}\right) + Q = \rho c\frac{\partial T}{\partial t} \tag{5}$$

정상상태에서는 시간에 관한 미분은 0이 되어 다음의 식 (6)과 나타낼 수 있다.

$$\frac{d}{dx}\left(k_{xx}\frac{dT}{dx}\right) + Q = 0 \tag{6}$$

이때 3차원 열전도 현상을 고려하면, 1차원의 경우와 유사하게 정상상태에 대해서 절대 좌표 x, y와 z방향에 일치하는 물성치를 볼 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_{xx}\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k_{yy}\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k_{zz}\frac{\partial T}{\partial z}\right)+Q=0 \tag{7}$$

여기서 재료를 등방성 재질로 고려하면 열전도율은 $k_{xx}=k_{yy}=k_{zz}=k$(정수)라 할 수 있기에 식 (7)은 다음과 같이 표현 가능하다.

$$k\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)+Q=0 \tag{8}$$

대기와 접하고 있는 전도체에서 열전달이 발생한다면, 그 대기는 내부 온도와 압력차에 의해 대기 중에서 발생되는 자연대류에 의한 유동이 발생할 것이며, 이때의 대류열손실에 대한 열전도 기본 미분 방정식을 유도하기 위하여 위 식 (1)의 에너지 보존 방정식을 이용하여 다음과 같은 식 (9)를 얻을 수 있다.

$$q_x Adt + QAdxdt = c(\rho Adx)dT + q_{x+dx}Adt + q_h Pdxdt \tag{9}$$

여기서, P는 일정 단면의 면적 A를 둘러싸는 주변길이이다.

위 식 (9)의 모든 항들을 대류 열전달에 의한 열유동을 제외하여 정리하면 다음의 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$q_h = h\,(T - T_\infty) \tag{10}$$

여기서, h : 열전달계수 [kw/(m^2 · ℃)], T_∞ : 대기온도 (자유 유동 대기온도)

T : 고체/기체의 접촉면에서의 고체 표면온도

2.1.2 변분법을 이용한 유한요소 정식화

위의 여러 식으로 결정되어 지는 온도분포는 물체 안으로 혹은 밖으로 이동하는 열의 양과 물체 내부의 응력들에 영향을 미치고, 그 열응력을 측정하기 위하여 물체 내부의 온도분포를 알아야 한다.[10] 이에 유한요소법은 물체 내부의 온도분포와 열응력을 예측하는데 아주 유용한 방법이다. 각 경계요소마다 주어질 경계조건인 위의 수식들을 변분법을 이용하여 3차원 열전달 방정식을 정식화 하여 보면, 위의 식 (7)과 식 (10)을 범함수의 최소화에 의해 다음과 같이 유도하였다.

$$\pi_h = U + \Omega_Q + \Omega_q + \Omega_h \tag{11}$$

여기서, $U = \frac{1}{2}\iiint_V \left[k_{xx}\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)^2 + k_{yy}\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)^2 + k_{zz}\left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)^2 \right] dV$

$$\Omega_Q = -\iiint_V QT dV$$

$$\Omega_q = -\int_{S_2}\int q^* T dS$$

$$\Omega_h = \frac{1}{2}\int_{S_3}\int h(T - T_\infty)^2 dS$$

S_2와 S_3는 각각 열유속 q^*와 대류손실 $h(T-T_\infty)$가 발생하는 면적들이다. q^*와 h는 같은 표면 위에서 동시에 발생하는 것이 아니므로 같은 표면위에 명시할 수 없다. Fig. 1 은 평판 해석을 위해서 평판을 삼각형 요소로 분할하여 해석을 실시하는데 그 삼각형 요소의 한 부분을 표현한 것이다. 삼각형 요소는 i, j, m과 같은 절점을 가지는데 그 형상이 불규칙적이기 때문에 물체의 경계에 가장 가깝게 표현될 수 있다. 각 절점은 2개의 자유도, 즉 x와 y방향 변위를 가진다. 여기서 u_i와 v_i를 각각 절점 i에서의 x와 y방향 변위 성분으로 한다.

이를 바탕으로 하여 온도함수는 다음과 같이 주어진다.

$$\{T\} = \begin{bmatrix} N_i & N_j & N_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} t_i \\ t_j \\ t_m \end{Bmatrix} \tag{12}$$

여기서, t_i, t_j, t_m은 절점온도이고, 형상함수들은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} N_i &= \frac{1}{2A}(\alpha_i + \beta_i x + \gamma_i y) \\ N_j &= \frac{1}{2A}(\alpha_j + \beta_j x + \gamma_j y) \\ N_m &= \frac{1}{2A}(\alpha_m + \beta_m x + \gamma_m y) \end{aligned} \tag{13}$$

여기서, α, β, γ는 $\alpha_i = x_j y_m - y_j x_m$, $\alpha_j = y_i x_m - x_i y_m$, $\alpha_m = x_i y_j - y_i x_j$

$\beta_i = y_i - y_m$, $\beta_j = y_m - y_i$, $\beta_m = y_i - y_j$

$\gamma_i = x_m - x_j$, $\gamma_j = x_i - x_m$, $\gamma_m = x_j - x_i$

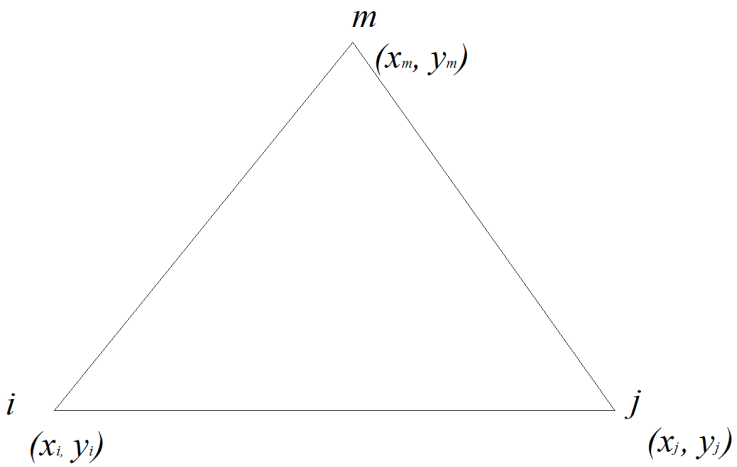

Fig. 1 3-Node two-dimension triangle element

온도의 변화에 의한 온도기울기 행렬 $\{g\}$는

$$\{g\} = [B]\{t\} \tag{14}$$

여기서, 행렬 $[B] = \frac{1}{2A}\begin{bmatrix} \beta_i \, \beta_j \, \beta_m \\ \gamma_i \, \gamma_j \, \gamma_m \end{bmatrix}$ 이다.

이에 열유속－온도기울기 관계는

$$\begin{Bmatrix} q_x \\ q_y \end{Bmatrix} = -[D]\{g\} \tag{15}$$

여기서, 물성행렬 $[D] = \begin{bmatrix} k_{xx} & 0 \\ 0 & k_{yy} \end{bmatrix}$ 이다.

열전달 현상을 위한 요소 전도행렬을 바탕으로 요소강성행렬을 표현하면 다음과 같이 표현된다.

$$[k] = \iint_V \int [B]^T [D][B] dV + \int_{S_3} \int h[N]^T [N] dS \tag{16}$$

요소 안에서 두께가 일정하다면 식 (16)의 모든 적분항이 상수가 되어 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$[k_c] \iint_V \int [B]^T [D][B] dV = tA[B]^T [D][B] \tag{17}$$

$$[k_h] = \int_{S_3}\int h[N]^T[N]dS \tag{18}$$

식 (17)은 전체좌표계에 대한 강성행렬 식 (16)에서 순수히 전도에 의한 부분이고, 식 (18)은 대류에 의한 부분으로 대류가 있는 삼각 요소의 절점 i와 j사이의 면을 고려하여 요소의 세 부분에서 물체에 의해 발생되는 열이 절점에서 생성된 것으로 나타내며 다음과 같이 식 (19)로 정리할 수 있다.

$$\{f_q\} = \int_{S_2}\int q^*[N]^T dS = \int_{S_2}\int q^* \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \\ N_m \end{Bmatrix} dS \tag{19}$$

위 식을 세분화 하면,

$$\frac{q^* L_{i-j} t}{2}\begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \qquad \text{on side } i\text{-}j$$

$$\frac{q^* L_{j-m} t}{2}\begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \qquad \text{on side } j\text{-}m$$

$$\frac{q^* L_{m-i} t}{2}\begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \qquad \text{on side } m\text{-}i$$

이처럼 나타낼 수 있다. 여기서, L_{i-j}, L_{j-m}, L_{m-i}는 요소의 측면의 길이이고, q^*는 각각의 면에서 일정하다고 가정하고 hT_∞로 대치하면 식 (19)와 유사하게 계산이 가능하다.

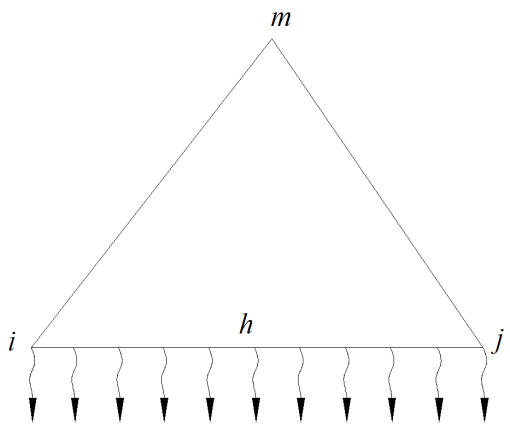

Fig. 2 Loss on convection in surface of $i-j$

전체좌표계에 대한 방정식을 얻기 위한 요소 방정식들의 조합과 경계조건을 위하여 두 요소사이의 공통 절점의 온도가 같다는 필요조건을 기초로 두고 있다. 절점온도 경계조건을 만족시키는 전체좌표계에 대한 절점온도를 계산하고, 식 (14)로부터 요소내의 온도기울기, 식 (2)로부터 열유속을 계산한다.

2.2 유한요소법에 의한 금형의 응력분포 해석

2.2.1 변형률과 변위와의 관계방정식

변형률(strain)과 변위(displacement)와의 관계를 설명하자면, 어느 한 점에서의 변형률은 응력변형의 요인에 의하여 설명이 되고 텐서형으로 전단변형률을 표현하면 $\varepsilon_{xy,}\varepsilon_{yz},\varepsilon_{xz}$로 가능하고 공학적인 측면에서는 $\gamma_{xy},\gamma_{yz},\gamma_{xz}$로 표현 가능하다. 미소 변위의 가정에 따르면, 수직변형률(normal strain)과 전단변형률(shear strain)은 다음과 같은 변형방정식에 의해 정리된다.[11)]

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} & \varepsilon_{xy} &= \frac{\gamma_{xy}}{2} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right) \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} & \varepsilon_{yz} &= \frac{\gamma_{yz}}{2} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right) \\ \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z} & \varepsilon_{xz} &= \frac{\gamma_{xz}}{2} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}\right) \end{aligned} \tag{20}$$

대칭적 변형률 텐서 ε은 수직변형률과 전단변형률로 구성되어 있다.

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} & \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} & \varepsilon_{yz} & \varepsilon_z \end{bmatrix} \tag{21}$$

2.2.2 응력과 변형률과의 관계방정식

금형 내의 응력(stress)은 대칭적 응력에 의하여 설명하였다.

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad \tau_{xy} = \tau_{yx} \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} \tag{22}$$

여기서, 수직응력(normal stress) 3개와, 대칭적 전단응력(shear stress) 3개를 사용하여 응력-변형률과의 관계를 표현하였고, 위의 공식을 간략하게 정식화 하면,

$$\sigma = D \bullet \varepsilon \tag{23}$$

여기서, D는 6×6의 탄성 메트릭스이고, 응력과 변형률을 벡터 형태로 표현하면 다음과 같은 형태로 나타낸다.

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix} \qquad \varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{bmatrix} \tag{24}$$

탄성행렬 D와 D^{-1}은 등방성 재질과 이방성 재질을 정의하기 위하여 각기 다르게 표현된다. 등방성 재질을 위하여 D^{-1}은 다음과 같이 나타낼 수 있으며,

$$D^{-1} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -v & -v & 0 & 0 & 0 \\ -v & 1 & -v & 0 & 0 & 0 \\ -v & -v & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+v) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+v) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+v) \end{bmatrix} \tag{25}$$

여기서, E는 탄성계수(Young's modulus), v는 포아송비(Poisson's ratio)를 나타내고, 식 (25)는 수직방향의 수축량을 정의하며 D는 다음과 같이 나타낸다.

$$D = \frac{E}{(1+v)(1-2v)} \begin{bmatrix} 1-v & v & v & 0 & 0 & 0 \\ v & 1-v & v & 0 & 0 & 0 \\ v & v & 1-v & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} \end{bmatrix} \tag{26}$$

2.2.3 금형 내에서의 열변형률

열변형률은 온도에 의하여 결정되어지므로,

$$\varepsilon_{th} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{bmatrix}_{th} = \alpha_{vec}(T - T_{ref}) \tag{27}$$

여기서, ε_{th}는 열변형률, α_{vec}는 열팽창계수이다.

2.2.4 금형 내에서의 초기 응력와 변형률

금형에 하중, 변위, 또는 변형이 가해지기 전의 초기 응력은

$$\sigma_0 = \begin{bmatrix} \sigma_{x0} \\ \sigma_{y0} \\ \sigma_{z0} \\ \tau_{xy0} \\ \tau_{yz0} \\ \tau_{xz0} \end{bmatrix} \tag{28}$$

이고, 위와 같이 금형에 하중, 변위 또는 응력이 가해지기 전의 초기 변형률은

$$\varepsilon_0 = \begin{bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \varepsilon_{z0} \\ 2\varepsilon_{xy0} \\ 2\varepsilon_{yz0} \\ 2\varepsilon_{xz0} \end{bmatrix} \tag{29}$$

이다.

따라서, 본 연구에서는 위의 이론식들을 바탕으로 금형의 열응력 해석을 실시하였다.

제 3 장 수치해석 방법 및 결과

본 연구에서는 자동차 타이어 제조에 사용되는 타이어 몰드의 제작과정에서 금형 내부에 발생하는 열변형 특성을 파악하고 정밀도 향상을 위한 기초자료를 D/B화하기 위해, 금형 내부의 주조재가 냉각되는 과정 동안 금형 내부에서 발생하는 온도분포, 변위 그리고 응력분포에 대해 수치해석적으로 계산하여 결과를 예측해 보고자 하였다. 수치해석을 위해 본 연구에서는 유한요소법(finite element method, FEM)을 적용한 상용코드 “COMSOL Multiphysics"를 사용하였고, 타이어 몰드용 알루미늄 합금 재료, 즉 주조재로 제조현장에서 실제 사용하고 있는 알루미늄(Al)이 94.2 ~ 96.8%, 마그네슘(Mg)이 3~4% 정도 함유되어 있는 Al-Mg 5000계열 합금인 AC7A를 선정하였으며 그 물성치는 Table 1과 같다.

Table 1 Physical properties of AC7A casting material

Properties	Unit	Value
Solidus Temperature	℃	590
Liquidus 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	-	23.6×10^{-6}

3.1 수치해석 방법

Fig. 3은 수치해석을 위하여 타이어 몰드 제조용 금형주조 장치를 3차원 모델링을 한 것으로서 금형주조기, 코어 그리고 타이어 몰드용 금형으로 구성되어 있다. 금형주조기는 스테인리스강, 코어는 석고 그리고 타이어 몰드는 알루미늄 합금으로 구성하였다. 금형주조기는 상부와 하부로 나뉘어서 구성하였으며 타이어 몰드의 제조과정에서의 금형주조기의 변형은 미세하기에 무시하여 코어와 타이어 몰드만 온도 변화에 의한 변위와 응력 분포를 알아보았다. 이렇게 구성된 금형주조 장치의 모델링은 총 27628개의 요소(element)로 메쉬(mesh)하였으며 알루미늄 잉곳(Ingot)은 금형주조기의 용탕구가 Z방향으로 향하고 있는 상태에서 주입되어있다고 가정하고 해석을 실시하였다. 최초 알루미늄 합금의 온도를 680℃로 설정하였으며 코어는 약 80℃, 그리고 금형주조 장치는 250℃로 설정하여 냉각을 실시하였다. 이때 냉각이 되는 과정에서 알루미늄 합금, 스테인리스강으로 이루어진 금형주조기 그리고 석고의 재질로 된 코어 사이에서의 열전달 현상은 각 구성요소의 물성값에 의하여 열전달 현상이 이루어짐을 고려하여 해석을 진행하였다. 또한 금형주조 장치에서 대기 중에 맞닿아 있는 표면과 알루미늄 합금이 주입된 후 용탕 입구에서 표면과 닿아있는 알루미늄 합금의 표면은 대류에 의한 냉각을 고려하여 각 경계요소에 적합한 냉각이 이루어지도록 경계값을 설정하였다. 이러한 방법을 통하여 본 연구에서는 알루미늄 합금이 냉각되는 과정에서 트레드 패턴 부분을 결정짓는 석고와 알루미늄 합금의 접촉면에서의 냉각과정 동안 발생되는 열전달 현상을 해석하여 온도분포를 파악하고 이러한 온도분포 결과값을 바탕으로 트레드 부분의 각 측정지점에서 발생되는 변형과 응력을 예측하여 트레드 패턴의 정밀도를 향상시키고자 수치해석을 진행하였다.

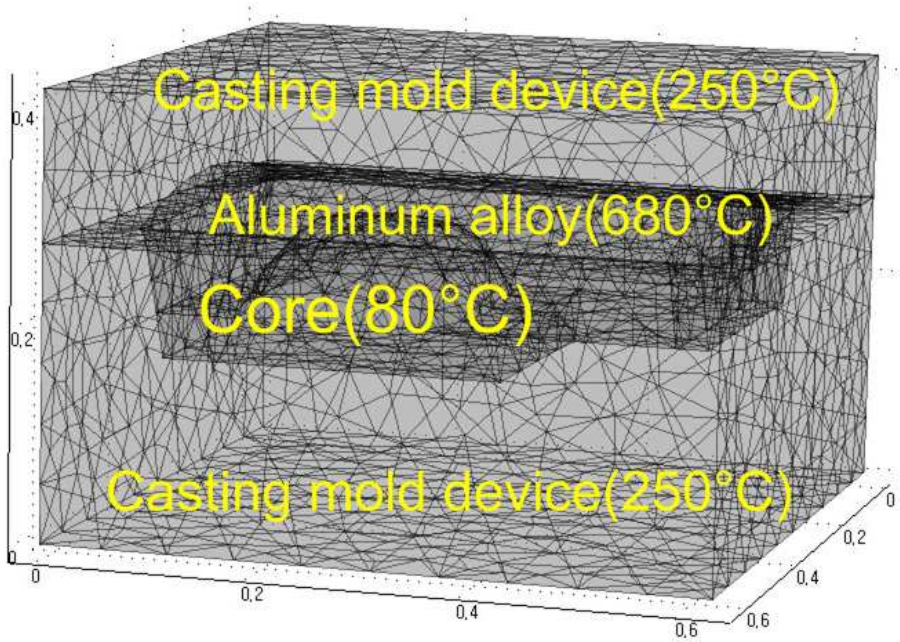

Fig. 3 Schematic diagram of 3D analysis model and initial conditions

3.2 수치해석 결과

3.2.1 알루미늄 합금 금형의 온도분포 결과

본 연구에서는 AC7A 주조재를 이용하여 타이어 몰드를 제작하는 과정에서 알루미늄 합금 금형, 코어 그리고 금형주조 장치 사이에서 일어나는 열전도 현상과 알루미늄 합금이 개방되어 있는 용탕구에서의 열대류 현상 및 금형주조 장치의 외부 표면에서 열대류 현상을 고려하여 알루미늄 합금 금형의 냉각과정에서 발생되는 온도분포를 계산하였다. 세부적으로, 냉각이 시작되는 시점부터 금형주조 장치에서 알루미늄 합금을 탈착시키는 시점 그리고 20분 이후 금형주조 장치에서 알루미늄 합금을 탈착한 후 자연냉각을 실시하는 과정으로 나누어 수치해석을 수행하였다.

실제 제품 생산과정과 동일한 조건하에서 수치해석을 수행하기 위해 알루미늄 합금은 680℃, 코어는 80℃ 그리고 금형주조 장치는 250℃로 냉각 초기 온도 조건을 설정하여 해석을 실시하였다. 여기서, 알루미늄 합금의 용융점이 약 640℃임에도 불구하고 680℃로 과가열하여 주입한 것은 알루미늄 합금을 주입하는 과정에서 발생되는 냉각현상으로 인하여 알루미늄 합금 잉곳의 유동성이 저하되는 것을 방지하고 타이어 몰드의 제품 형상의 정밀도를 향상시켜 제품의 결함을 최소화하기 위함이다. 또한 타이어 몰드용 알루미늄 합금이 냉각되는 과정에서 발생되는 결함의 영향에 가장 민감하게 반응하며 고정밀도를 요구하는 알루미늄 합금의 트레드 부분에서 9개 지점을 선정하여 냉각시간에 따라 각 지점에서 향성되는 온도분포 및 변화, 변위 그리고 응력을 알아보았다.

Fig. 4는 알루미늄 합금의 트레드 부분에서 선정한 9개의 측정지점을 개략적으로 보여주고 있다.

Fig. 4에서 언급한 9개의 측정지점은 트레드 부분의 양쪽 사이드 부와 중앙부로 각각 나누어 동일 수평선상에서의 해석 결과를 비교, 분석해 보았다. 즉, 용탕주입구로부터 가장 가까운 1-4-7번(상부) 지점부터 2-5-8번(중앙) 지점 그리고 주조장치의 안쪽에 위치해 있는 3-6-9번(하부) 지점을 3개의 측정 영역으로 선정하였다.

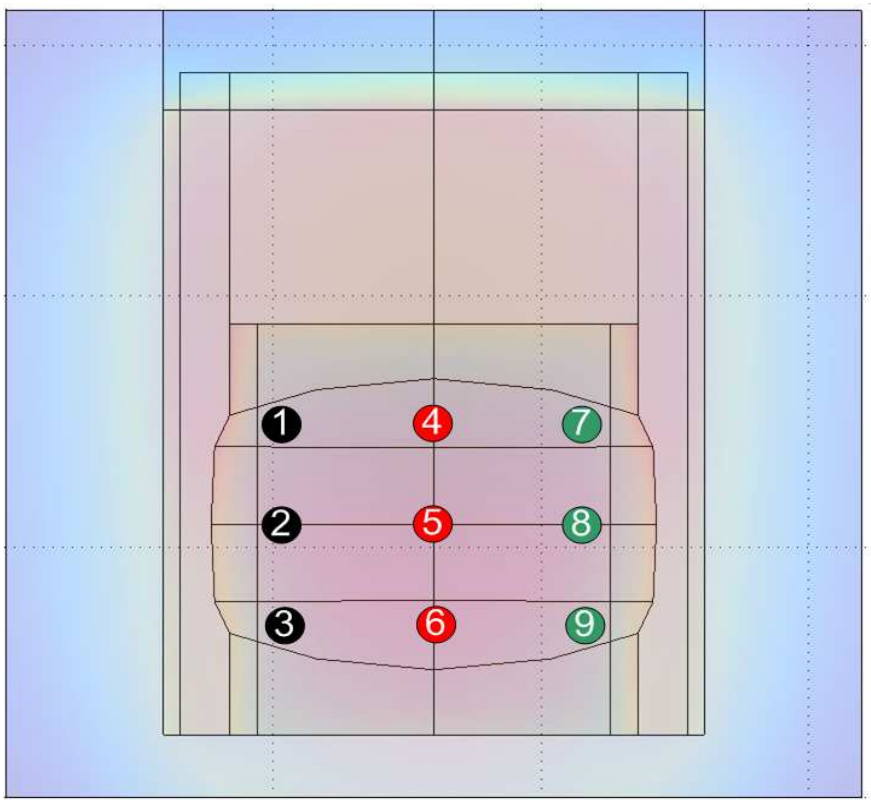

Fig. 4 Schematic diagram of measurement points in tread part

Figs. 5 ~ 7은 주조재인 AC7A가 냉각초기부터 20분이 지나는 동안 금형 내부에 발생하는 온도분포 및 변화패턴을 3개의 측정 영역별로 해석하여 나타낸 결과이고, Tables 2 ~ 4는 각 측정 영역별로 해석한 측정지점에 대한 온도계산 결과값을 5분 간격으로 정리하여 나타낸 것이다.

Figs. 5 ~ 7에서 보는 바와 같이, 3개의 측정 영역별로 계산된 온도분포 해석 결과에 의하면, 각 측정 영역에서 트레드의 중앙 부분인 4, 5, 6번 지점의 냉각이 각 사이드 부분의 측정 지점보다 온도가 느리게 냉각됨을 확인할 수 있었고, 중앙 부분의 4, 5, 6번 지점 중에서 비교적 4번 측정지점에서 냉각이 느리게 나타나고 6번 지점에서 빠른 냉각이 이루어지는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 현상은 3-6-9번 지점이 금형주조 장치의 외부 표면과 가장 가깝게 위치하며 알루미늄 합금과 대기와의 거리가 다른 구조면보다 얇기 때문에 다른 측정 지점보다 빠른 냉각을 보이는 것을 확인하였다. 또한 사이드 부분인 1, 2, 3번 지점과 7, 8, 9번 지점은 중앙의 4, 5, 6번 지점에서의 온도결과보다 빠른 냉각을 보이는 것을 확인할 수 있다. 이는 알루미늄 합금 금형의 사이드 부분이 금형주조 장치와 접촉면을 이루고 있어 금속표면에서의 열전달이 급격히 일어나기 때문에 나타나는 현상이다. 이러한 현상은 냉각 초기에 약 50 ~ 90℃의 온도차를 보이며 급격한 냉각이 진행된 후, 시간이 지남에 따라 서서히 각 구성장치는 열평형 현상에 의하여 각 측정지점에서의 온도변화는 일정한 분포를 이루며 냉각이 진행된다. 또한, 알루미늄 합금 금형에서 상부에 속하는 1, 4, 7번 지점이 중앙인 2, 5, 8번과 하부인 3, 6, 9번 지점에 비하여 평균적으로 높은 온도값을 나타내는 것을 확인할 수 있으며, 이러한 현상으로 인하여 발생된 온도분포 차는 트레드 영역에 심각한 열변형을 일으켜 정밀도를 저하시키는 원인이 될 수 있다.

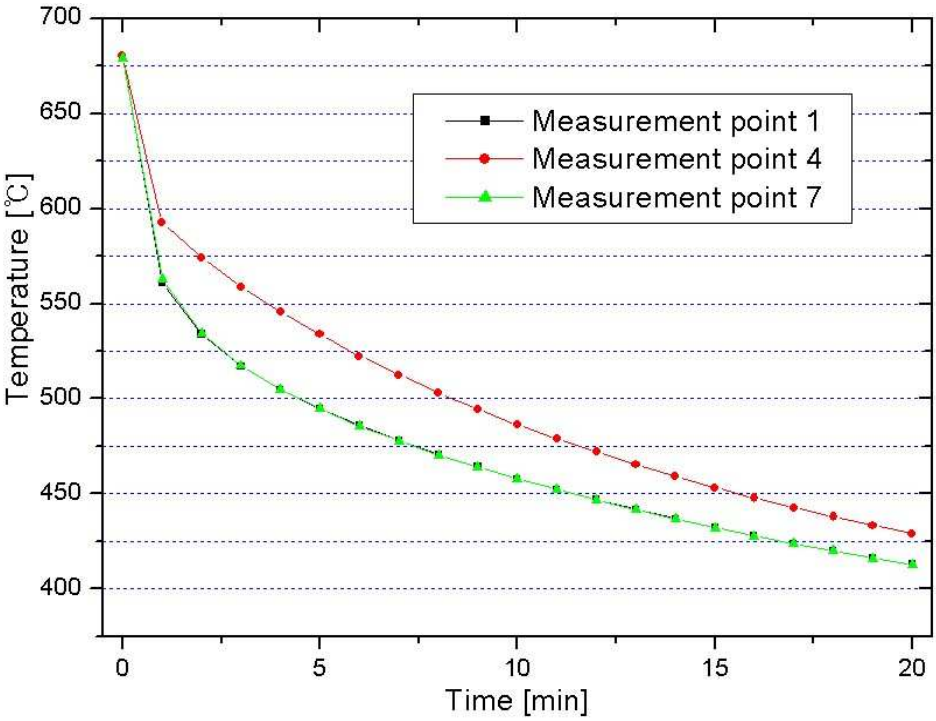

Fig. 5 Numerical result of temperature distribution at the point of 1, 4 and 7

Table 2 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	1	4	7
0	679.4	680.2	679.2
5	494.8	533.7	494.8
10	457.8	486.3	457.7
15	432.1	453.1	432
20	412.7	429.1	412.6

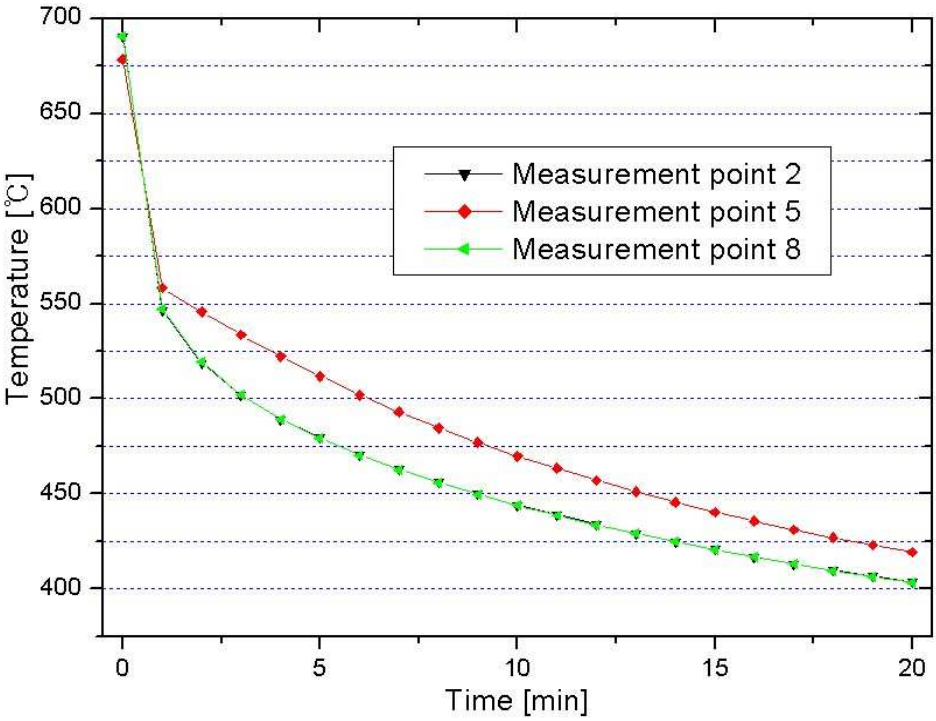

Fig. 6 Numerical result of temperature distribution at the point of 2, 5 and 8

Table 3 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	2	5	8
0	690.6	678.4	690.4
5	479.4	511.9	479.3
10	444	469.7	443.8
15	420.6	440.3	420.4
20	403.3	419.3	403.1

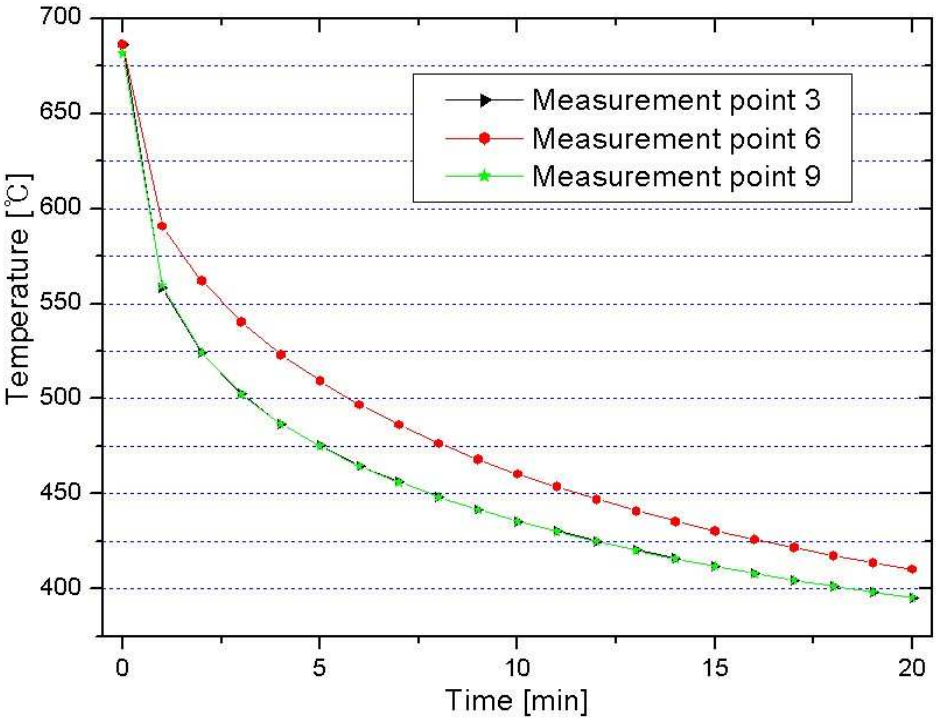

Fig. 7 Numerical result of temperature distribution at the point of 3, 6 and 9

Table 4 Numerical result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	3	6	9
0	686.4	686.2	681.5
5	475.3	509.6	475.1
10	435.5	460.3	435.4
15	411.7	430.4	411.6
20	395.2	410.3	395.1

주조재인 AC7A 알루미늄 합금을 용융시켜 주입한 후, 냉각이 시작된지 20분 정도가 지난 이후 응고된 알루미늄 합금 금형을 금형주조 장치에서 탈착하여 타이어 몰드용 알루미늄 합금과 석고는 상온상태에서 자연냉각을 시키게 된다. 이러한 과정에서 발생하는 금형 내부의 온도분포 및 변화패턴을 알아보기 위해 알루미늄 합금 금형의 제작 과정에서, 냉각초기부터 20분이 지난 후 금형주조 장치로부터 탈착한 알루미늄 합금 금형을 상온상태에서 약 6시간 동안 자연냉각 시켜 완전응고가 이루어지는 것으로 가정하고 수치해석을 수행하였다.

Figs. 8 ~ 10은 앞서 언급한 3개의 측정영역에서 각각 3개의 측정지점에 대해 탈착한 20분 이후부터 완전응고가 이루어지기까지의 약 6시간 동안에 대한 온도분포 결과를 보여주고 있다. 해석조건은 앞의 냉각 초기 20분의 결과값을 토대로 금형주조 장치의 구성요소를 제거시킨 후 알루미늄 합금과 코어의 외부 표면에 자연냉각의 조건을 부여하고 알루미늄 합금과 코어의 경계면에 열전달을 고려하여 냉각 초기 20분 이후의 냉각 과정을 해석하였다. 냉각 초기 20분 동안의 온도분포 결과 그래프와 마찬가지로 1, 4, 7번 지점의 상부 영역과 2, 5, 8번 지점의 중앙 영역 그리고 3, 6, 9번 지점의 하부 영역에 대한 온도분포 해석 결과를 각각 Figs. 8 ~ 10에 그래프로 나타내었고, 각 영역별 측정지점에서의 온도계산 결과값을 60분(1시간) 간격으로 정리하여 요약하여 Tables 5 ~ 7에 각각 나타내었다.

이러한 해석은 가공이 가능한 가공 온도까지의 냉각 시간을 수치해석적으로 파악하여 공정 개선에 활용하기 위하여 실시하였으며, 또한 온도변화로 인한 변형과 응력을 파악하여 고정밀도의 타이어 몰드를 생산할 수 있는 연구기반을 마련하기 위함이다.

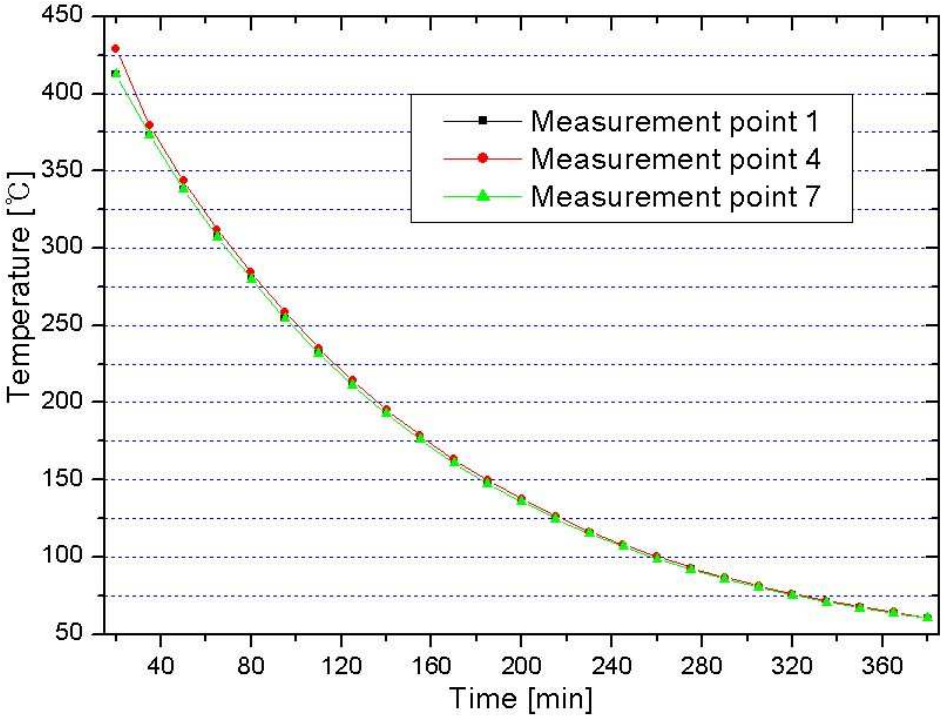

Fig. 8 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point of 1, 4 and 7

Table 5 Numerical result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	1	4	7
60	307.3	312.1	307.3
120	211	214.1	211
180	147.5	149.5	147.5
240	106.6	107.9	106.6
300	80.3	81.2	80.3
360	63.4	64	63.4

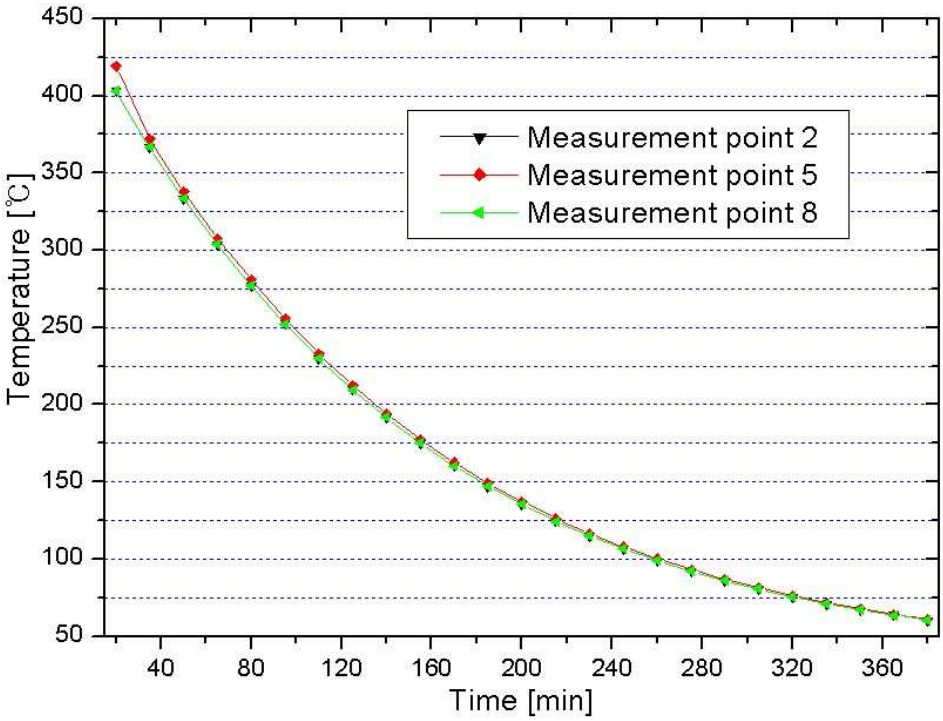

Fig. 9 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point of 2, 5 and 8

Table 6 Numerical result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	2	5	8
60	303.5	307.7	303.5
120	209.4	212.5	209.6
180	147.1	149.1	147.1
240	106.6	108	106.6
300	80.5	81.4	80.5
360	63.6	61	60.4

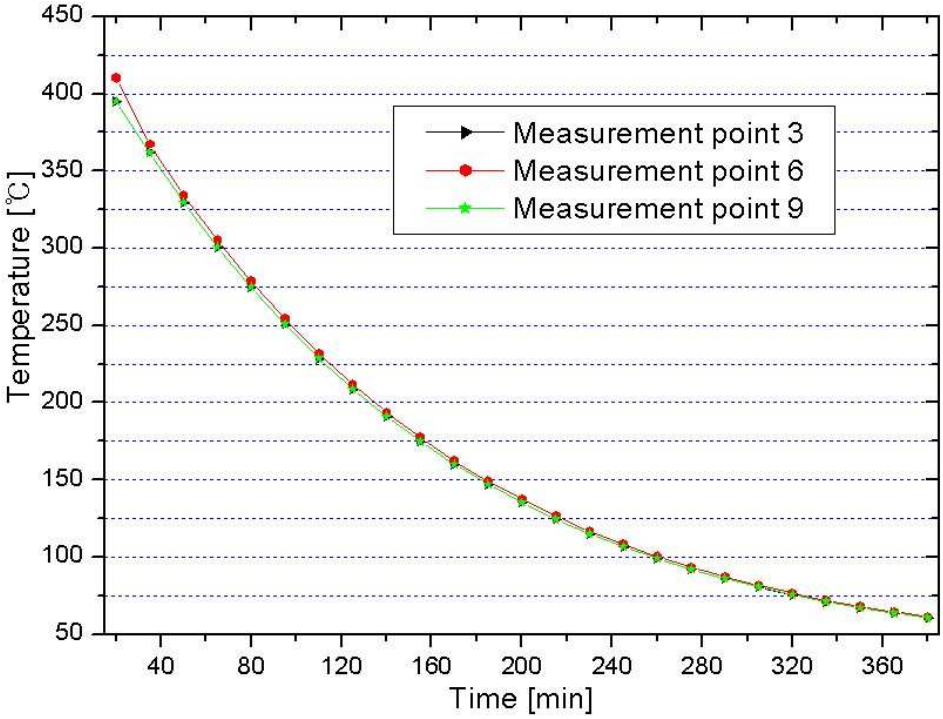

Fig. 10 Numerical result of temperature distribution from 20 minutes to 360 minutes at the point of 3, 6 and 9

Table 7 Numerical result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	3	6	9
60	300.9	305.1	300.9
120	208.8	211.8	208.9
180	147	149	147
240	106.8	108.1	106.8
300	80.7	81.6	80.7
360	63.8	61.2	60.6

3.2.2 알루미늄 합금 금형의 변위분포 결과

본 연구에서 알루미늄 합금의 냉각 시 변위 해석은 알루미늄 합금의 물리적 특성을 도출하여 각 구성 요소에 조건을 부여하였고, 탄성 및 소성영역에서 전 변형율 증분을 이용하였다. 하중조건은 냉각과정의 시간에 따라 온도분포 이력을 적용하였으며, 경계조건은 금형주조 장치의 하단부와 코어의 접촉면을 구속하여 해석을 실시하였다. 변위의 측정 지점은 타이어 몰드용 알루미늄 합금에서 트레드 패턴 부분이 가장 중요하다 판단되어 온도분포의 측정 지점과 동일한 9개 지점을 선정하였으며, 온도분포 결과를 보면 초기 냉각 시점부터 약 20분 동안 냉각에 의한 온도분포의 변화에 따라 각 지점에서의 변위가 상승함을 알 수 있다. 이러한 그래프는 온도변화가 발생하여 알루미늄 합금의 수축으로 인한 현상으로서 각 지점의 온도 차에 의하여 수축의 정도와 방향성에 의한 영향을 보이고 있다.

Figs. 11 ~ 13은 알루미늄 합금 금형의 냉각초기부터 약 20분까지의 각 영역별 측정지점에서의 변위 분포 결과를 보여주고 있으며, Tables 8 ~ 11은 각각의 영역에 따른 측정지점에서 수치해석을 통해 얻은 변위계산 결과값을 5분 간격으로 요약, 정리하여 나타낸 것이다. Fig. 11 ~ 13에서 보는 바와 같이 각 영역별 변위측정 결과는, 알루미늄 합금 금형이 금형주조 장치와 접촉을 이루는 사이드 부보다 상대적으로 이격되어 있는 중앙부인 4, 5, 6번 지점에서 가장 큰 변위가 형성되는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 변위의 발생은 중앙의 4, 5, 6번 지점에서 금형의 냉각과정 동안 금형주조 장치의 영향을 가장 적게 받으며 석고로 이루어져 있는 코어의 열전달률이 금속에 비해 극히 적기 때문에 다른 지점보다 냉각이 더디게 일어나며 사형주조에서 칠(Chill)의 역할을 하는 금형주조 장치의 영향을 가장 적게 받는 1, 2, 3번 지점과 7, 8, 9번 지점은 중앙의 4, 5, 6번 지점보다 변위의 발생이 적게 나타난다.

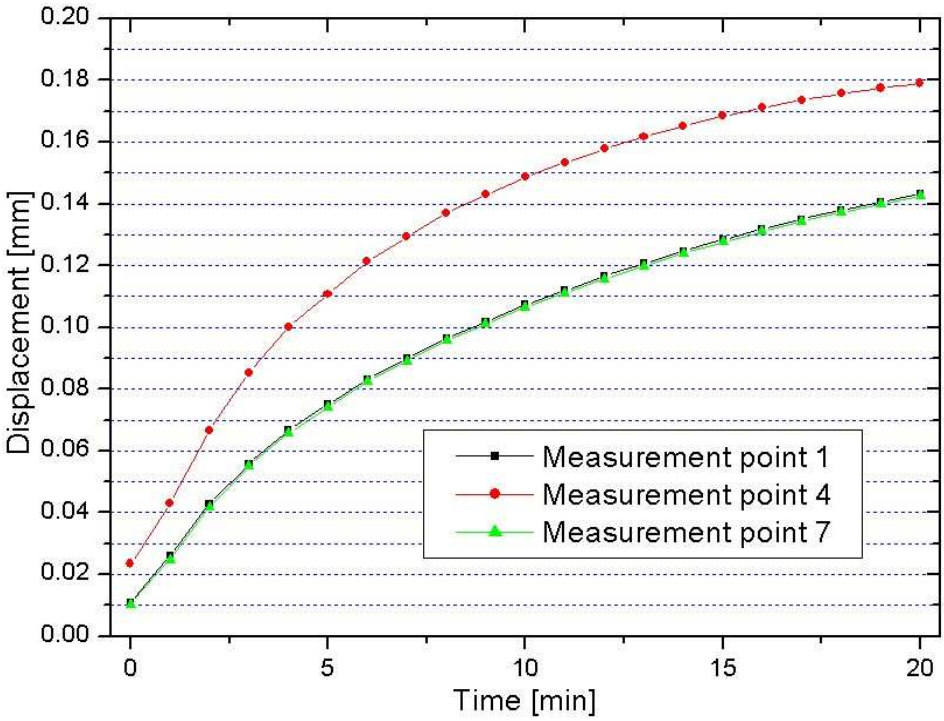

Fig. 11 Numerical result of displacement distribution at the point of 1, 4 and 7

Table 8 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : mm]		
	1	4	7
0	0.011	0.023	0.010
5	0.075	0.111	0.074
10	0.107	0.149	0.107
15	0.128	0.168	0.128
20	0.143	0.179	0.142

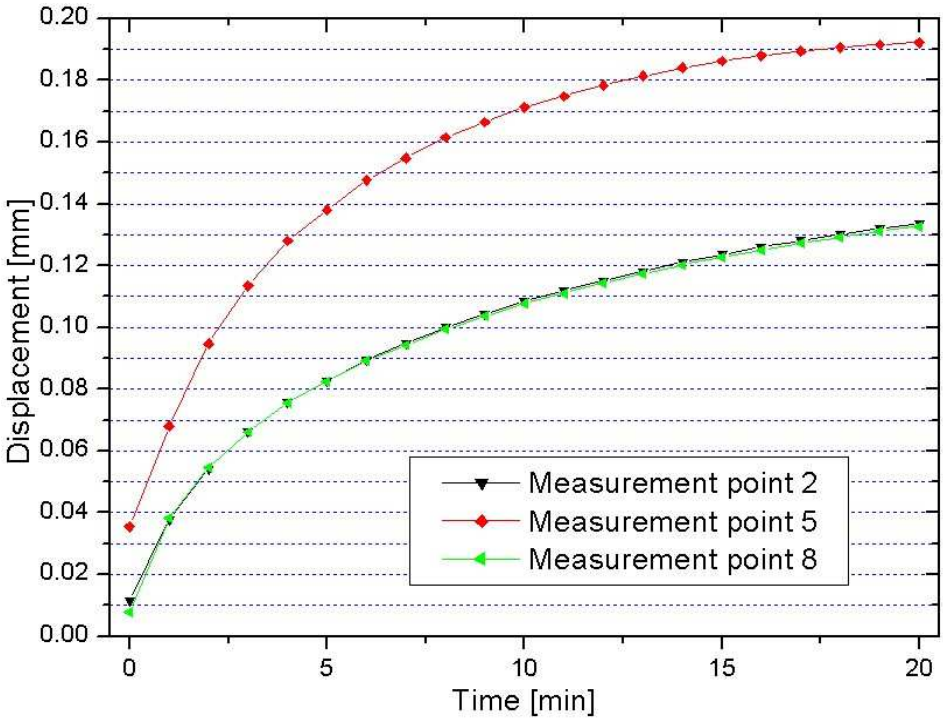

Fig. 12 Numerical result of displacement distribution at the point of 2, 5 and 8

Table 9 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : mm]		
	2	5	8
0	0.011	0.036	0.008
5	0.083	0.138	0.082
10	0.108	0.171	0.108
15	0.124	0.186	0.123
20	0.133	0.192	0.133

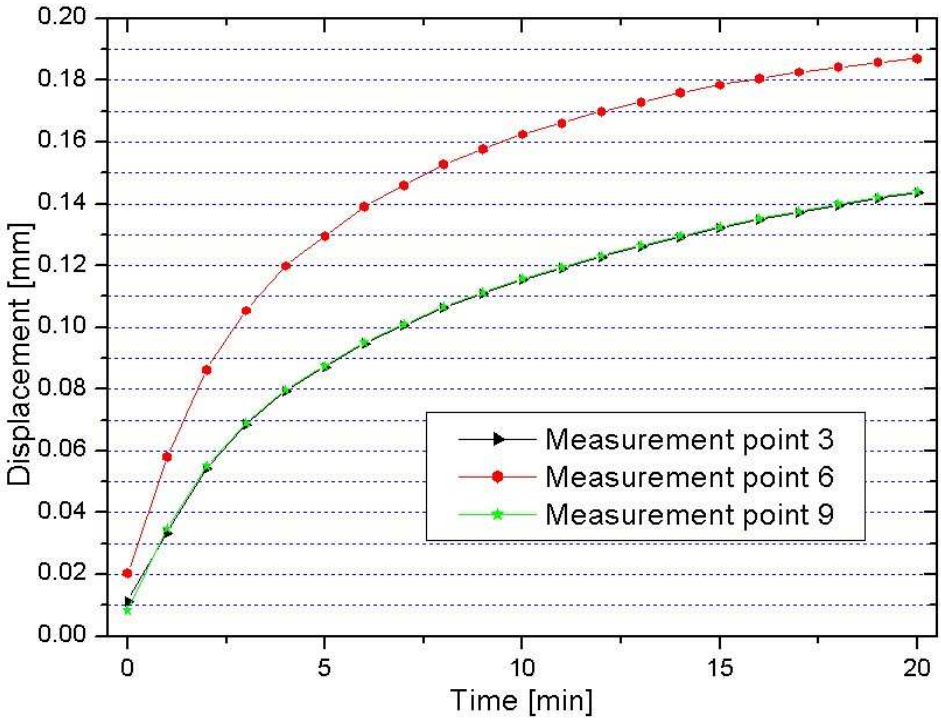

Fig. 13 Numerical result of displacement distribution at the point of 3, 6 and 9

Table 10 Numerical result of displacement value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : mm]		
	3	6	9
0	0.011	0.2	0.008
5	0.087	0.13	0.088
10	0.115	0.162	0.116
15	0.132	0.178	0.132
20	0.144	0.187	0.144

또한 금형주조 장치에서 알루미늄 합금을 이용하여 타이어 몰드를 생산할 때 금형주조 장치의 용탕 주입구에서 발생되는 수축공을 예측하는 방법[12)~14)]이 많이 연구되었다. 알루미늄 합금 금형은 Fig. 14와 같이 발생되며 수축되는 변위값은 4.74mm로서 타이어 금형의 정밀도에는 영향을 주지 않도록 용탕구에서 트레드 패턴의 지점까지 여유체적을 두었다. Fig. 14는 알루미늄 합금의 타이어 몰드를 제작하는 과정에서 금형 내부에 발생하는 변위의 방향성을 가시적으로 표현한 것이다.

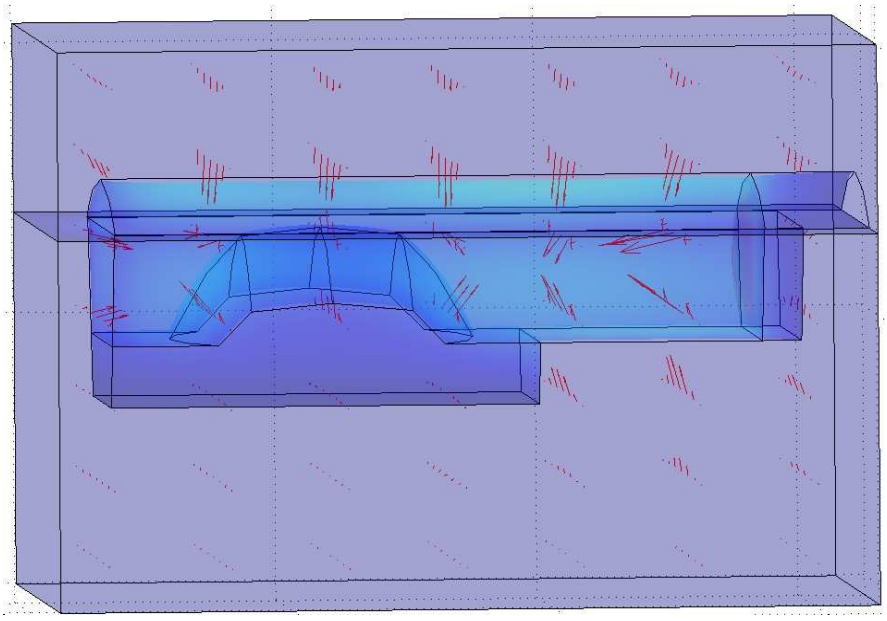

Fig. 14 The visualization of displacement direction at 20 minutes in tire mold

3.2.3 알루미늄 합금 금형의 응력분포 결과

본 연구에서는 앞 절의 온도분포 계산 결과를 토대로 하여 변형과 변위의 관계식에 의하여 금형 내부의 응력분포 결과를 수치해석적으로 도출하여 보았다. 9개의 측정지점에서 중앙의 4, 5, 6번 지점을 제외한 사이드 부의 1, 2, 3번 지점과 7, 8, 9번 지점은 균일하지 못한 온도분포로 인하여 수축과 변형이 일어나고 이러한 현상에 의해 알루미늄 합금 금형 내부에는 응력이 발생하게 된다.

Figs. 15 ~ 17은 앞의 3.2.1절과 3.2.2절에서 각각 해석하여 얻은 온도분포와 변위의 결과 값을 바탕으로 수치적으로 계산하여 얻은 응력분포 결과를 나타내고 있다. 또한, Tables 11 ~13은 각 측정 영역별 측정 지점에서 수치해석을 통해 계산되어 얻은 응력 결과값을 5분 간격으로 정리하여 나타내었다.

Figs. 15 ~ 17에서 보는 바와 같이 각 측정지점에 있어서 중앙 영역인 2, 5, 8번 지점의 응력이 상부 영역인 1, 4, 7번 지점과 하부 영역인 3, 6, 9번 지점보다 상대적으로 크게 나타남을 확인할 수 있다. 이러한 현상은 앞에서 설명한 바와 같이 더딘 냉각으로 인한 알루미늄 합금의 유동성이 다른 지점보다 원활하고, 칠의 역할을 하는 금형주조 장치의 영향을 적게 받았기 때문이고 또한 냉각 과정에서 알루미늄 합금의 수축이 중앙 지점으로 방향성을 가지는 등 여러 요인으로 인하여 중앙의 2, 5, 8번 지점에서 큰 응력이 나타나게 된 것이다. 아울러, 급격한 냉각이 발생되는 냉각 초기에 응력의 증가율이 크게 나타나고, 다른 지점보다 빠른 냉각을 보이는 하부 영역의 3, 6, 9번 지점에서 낮은 응력이 발생하는 것을 보임으로서 균일한 온도분포를 유지하면서 빠른 냉각을 실시하는 것이 금형 내부의 응력값을 낮출 수 있는 주요 방법 중 하나라고 사료된다.

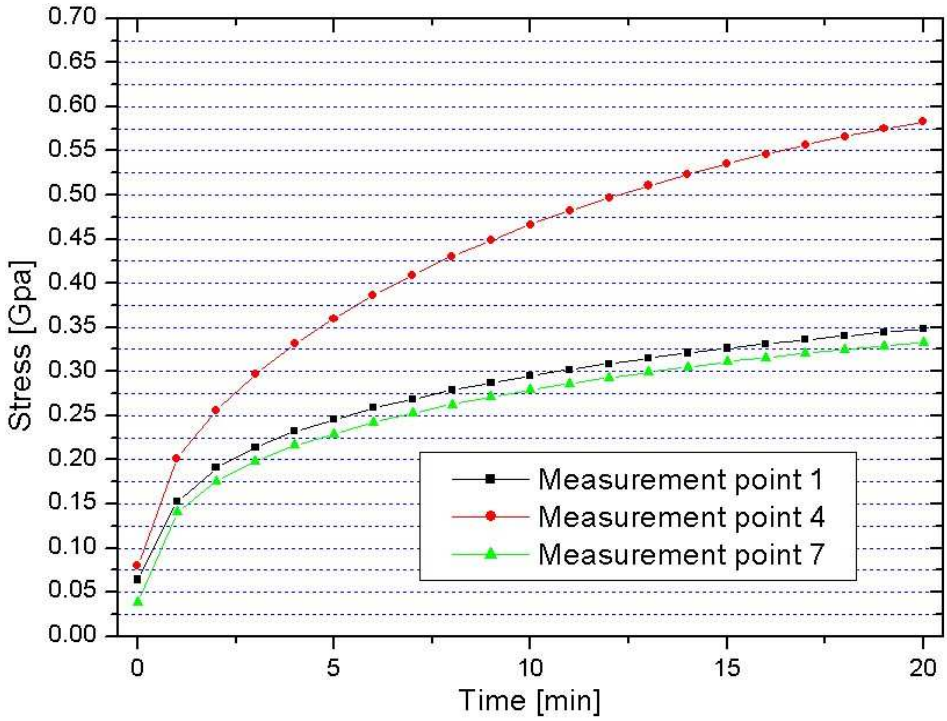

Fig. 15 Numerical result of stress distribution at the point of 1, 4 and 7

Table 11 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : GPa]		
	1	4	7
0	0.064	0.08	0.039
5	0.246	0.359	0.229
10	0.295	0.467	0.279
15	0.326	0.536	0.311
20	0.348	0.583	0.333

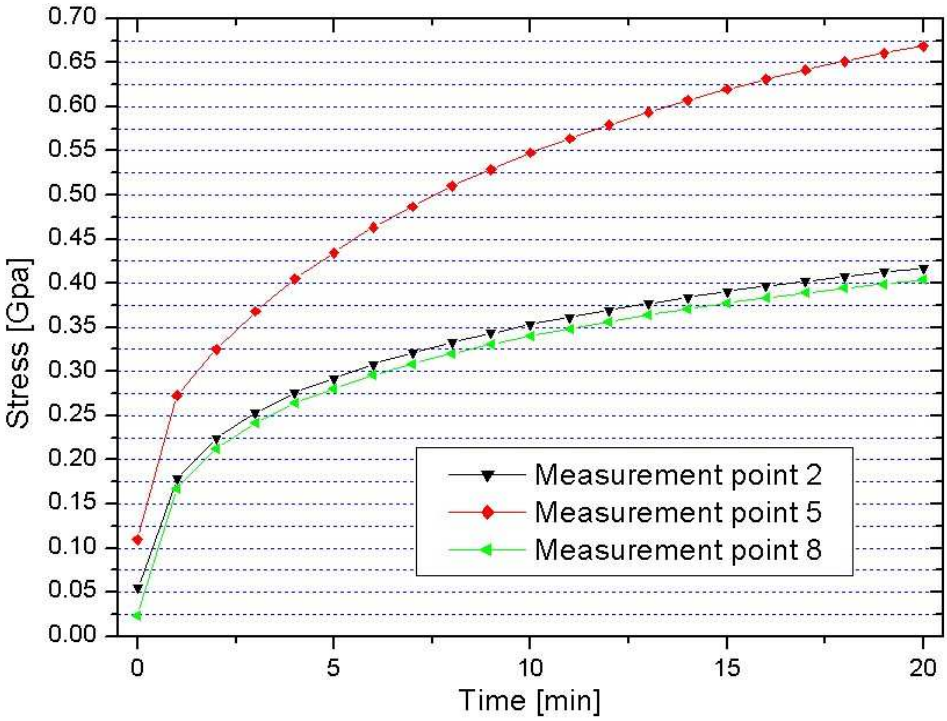

Fig. 16 Numerical result of stress distribution at the point of 2, 5 and 8

Table 12 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : GPa]		
	2	5	8
0	0.054	0.109	0.023
5	0.292	0.434	0.28
10	0.353	0.548	0.34
15	0.391	0.62	0.378
20	0.417	0.669	0.404

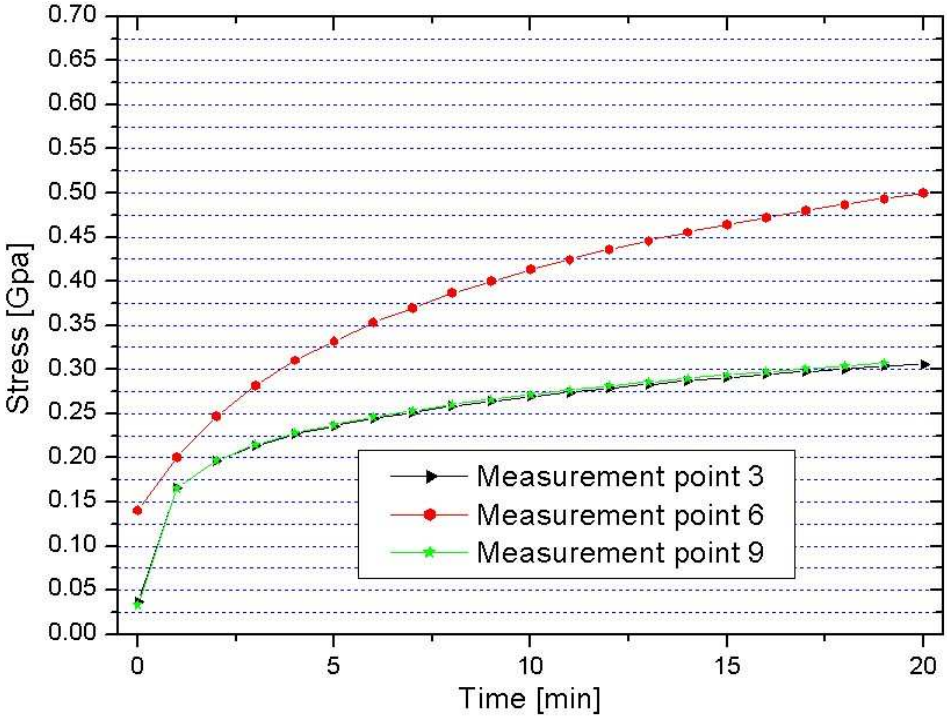

Fig. 17 Numerical result of stress distribution at the point of 3, 6 and 9

Table 13 Numerical result of stress value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : GPa]		
	3	6	9
0	0.037	0.14	0.033
5	0.236	0.332	0.237
10	0.269	0.413	0.272
15	0.291	0.464	0.294
20	0.306	0.5	0.31

제 4 장 실험 방법 및 결과

본 연구에서는 수치해석의 결과 값의 신뢰성을 높여 금형 생산시 알루미늄 합금 주조재와 금형주조와의 열적 조건을 통하여 응고 속도를 예측하고 이를 통하여 알루미늄 합금 주조재의 냉각 제어가 가능[15)16)]하도록 하기 위함과 동시에 시제품 생산을 위한 연구 단계에서 투자비용과 시간을 절약하기 위하여 수치해석에서 적용한 금형주조 장치와 알루미늄 합금 금형 그리고 코어의 설계 치수를 바탕으로 금형주조 장치를 제작하여 실험을 실시하였다. 또한 각 구성 장치의 재질은 수치해석에서 사용한 재질을 동일하게 사용하였고 수치해석에서 주어진 각 구성 요소의 온도 조건을 동일하게 설정하여 알루미늄 합금의 냉각 과정을 살펴보았다.

4.1 실험 방법

Figs. 18과 19는 실험을 진행하기 위해 사용된 실험장치의 개략도와 설치된 실물을 각각 보여주는 것으로써, 금형주조 장치 내에서 알루미늄 합금의 각 측정 지점에서 측정된 온도를 열전대를 통하여 기전력으로 받아들이고 받아들인 데이터를 데이터획득장치(Data acquisition device)인 DA100을 사용하여 온도 값으로 전환하여 PC에 저장하게 된다. 실험에 사용된 열전대는 스테인리스강 튜브를 이용하여 열전대를 보호하였고, 수치해석에서 선정한 9개의 측정 지점과 동일한 지점을 선정하여 Fig. 20과 같이 코어에 고정핀을 이용, 9개의 열전대를 트레드 부분에 설치하였다. 각 구성장치의 온도 조건은 수치해석과 동일하게 설정하였으며 알루미늄 합금도 약 680℃로 과가열하여 금형주조 장치에 주입하였다. 이러한 실험을 진행하는데 습도는 40%이었으며, 외기 온도는 4.5℃이었다. 그리고 금형주조 장치의 주변의 온도는 예열된 금형주조 장치와 고온의 알루미늄 합금의 영향으로 약 22℃의 온도를 유지하였다.

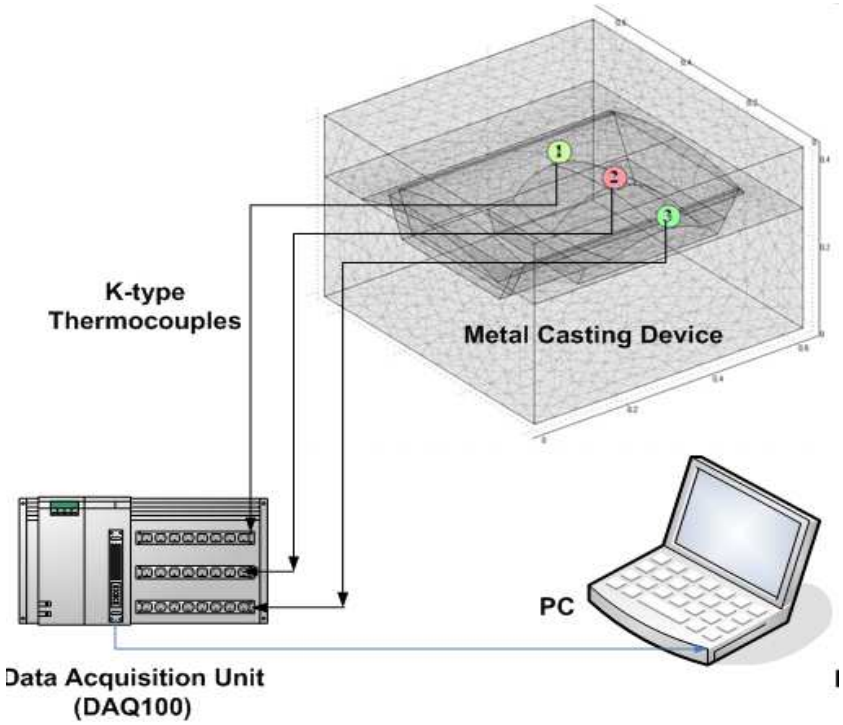

Fig. 18 Schematic diagram of experimental apparatus

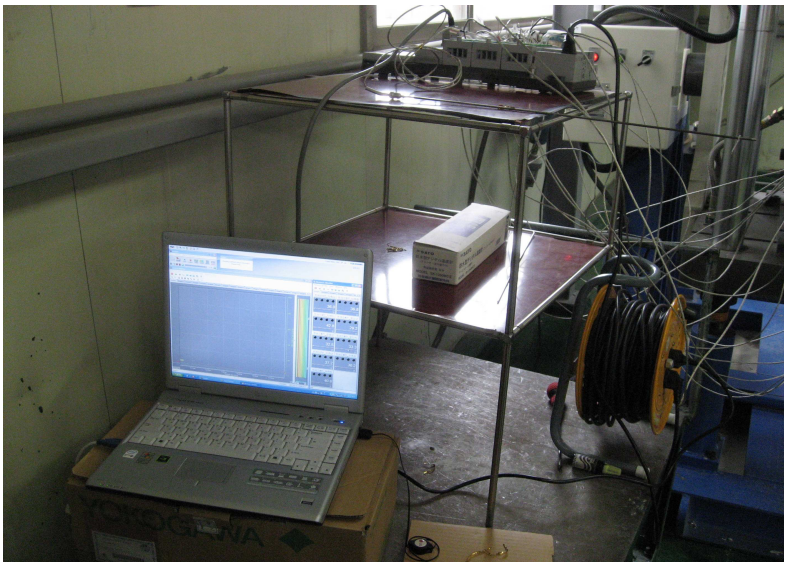

Fig. 19 Photograph of experimental device

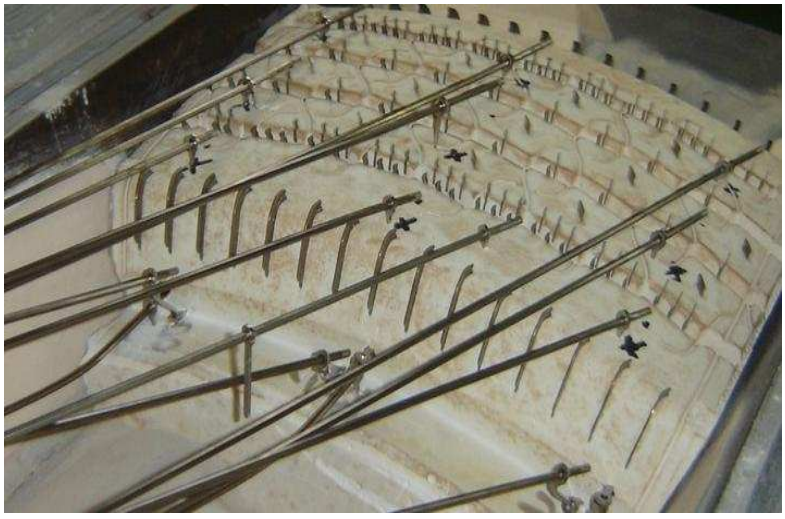

Fig. 20 Installation of thermocouples on the core surface

4.2 실험 결과

본 연구에서는 각 측정영역에 따른 측정지점에서 열전대를 통해 측정한 온도 분포 결과를 알루미늄 합금 금형의 냉각시간에 따라 크게 냉각초기부터 20분까지와 20분 이후부터 완전응고가 이루어지는 약 4시간으로 나누어 결과를 나타내었다.

Figs. 21 ~ 23은 알루미늄 합금 금형이 냉각초기부터 약 20분 동안 금형주조장치 내에서 냉각되는 과정 동안 상부 영역과 중앙 영역 그리고 하부 영역에서 각 측정 지점별 온도분포 측정 결과를 각각 나타낸 것이고, Tables 14 ~ 16은 각 측정 영역별 측정 지점에서 열전대를 통해 측정된 온도 결과값을 5분 간격으로 요약, 정리하여 나타낸 것이다.

Figs. 21 ~ 23의 그래프를 살펴보면, 수치해석의 결과와 비교하였을 때 냉각초기 2 ~ 3분 동안 각 측정 지점에서 냉각이 발생하지 않고 일정 온도를 유지하는 것을 확인할 수 있다. 이는 약 680℃로 과가열된 고온의 AC7A 주조재를 금형주조장치 내부에 주입하였을 때 AC7A 주조재의 응고점 도달 시간과 주조재 내부의 잠열에 의한 영향이라 사료된다. 이러한 온도 정체를 지나면 각 측정 지점은 급격한 온도 변화를 보이며 냉각이 되는 것을 확인할 수 있고, 각 측정 지점에서의 온도 분포와 냉각 곡선의 패턴이 수치해석과 유사하게 나타남으로써 금형주조 장치에서 발생되는 변형과 응력의 수치해석 결과에 대한 신뢰성을 높일 수 있었다.

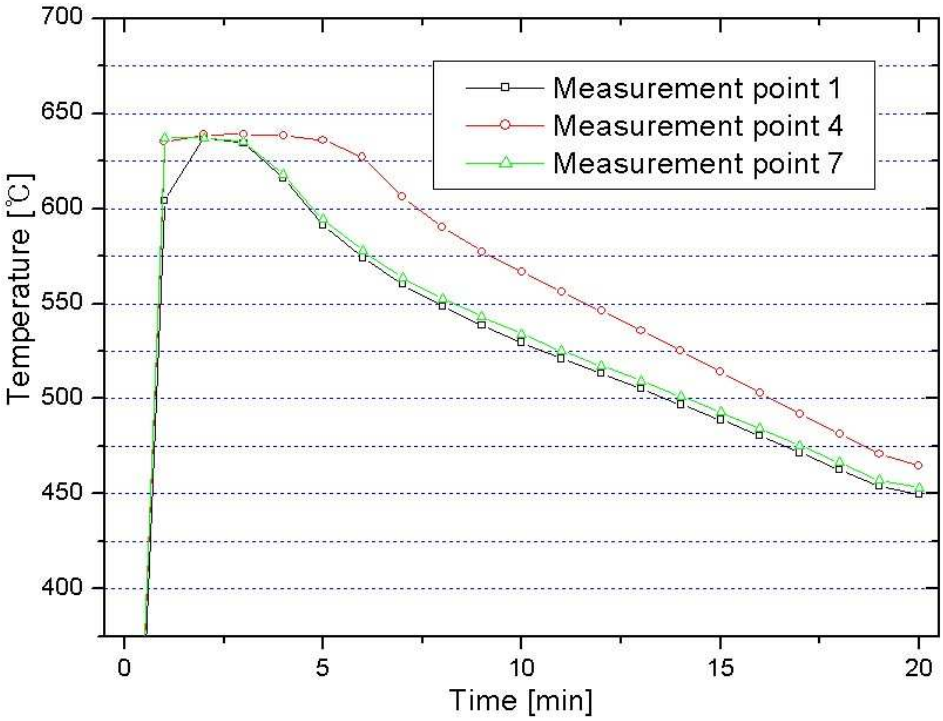

Fig. 21 Experimental result of temperature distribution at the point of 1, 4 and 7

Table 14 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	1	4	7
0	604	635.1	637.2
5	591.2	636.1	594.4
10	529.5	566.5	534
15	488.8	514.3	482.8
20	449.7	464.7	452.9

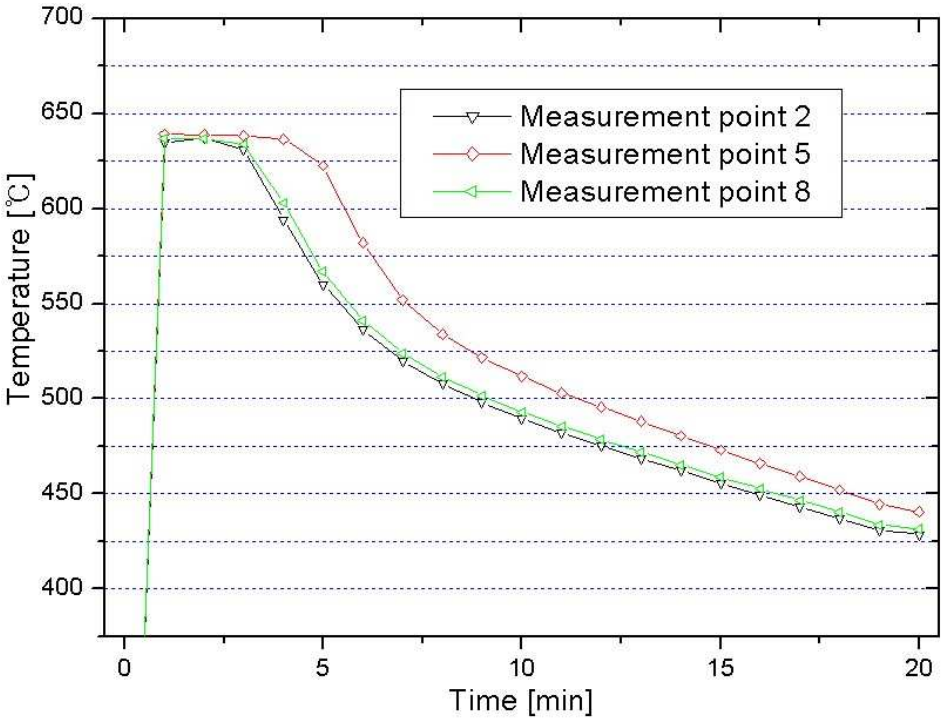

Fig. 22 Experimental result of temperature distribution at the point of 2, 5 and 8

Table 15 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	2	5	8
0	635	639.3	636.7
5	559.9	622.7	566.8
10	489.5	511.8	493
15	455.6	473.1	458.7
20	428.5	440.5	431.3

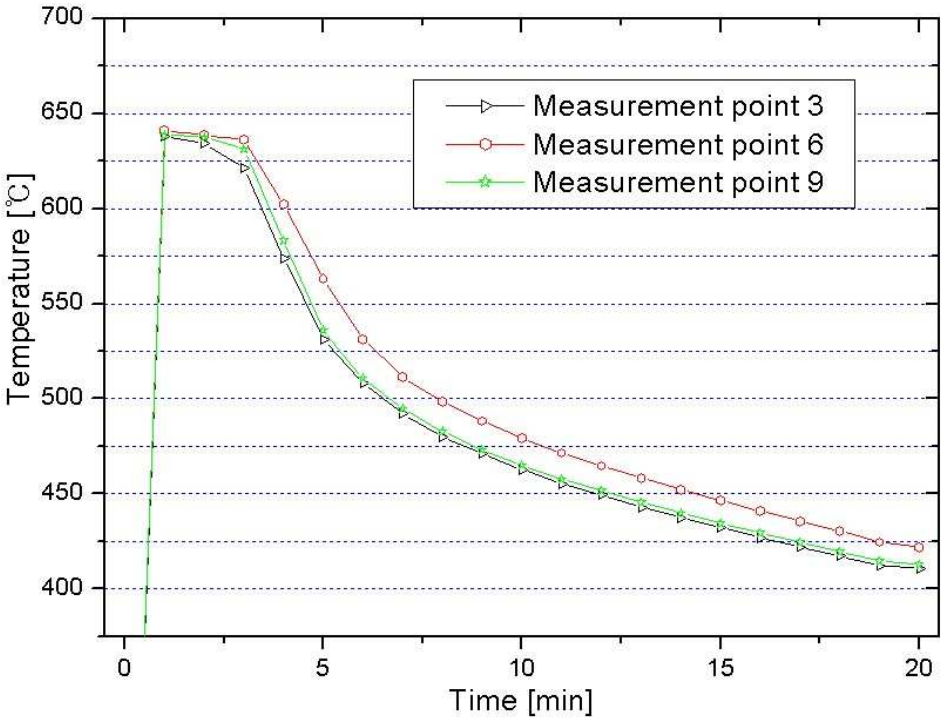

Fig. 23 Experimental result of temperature distribution at the point of 3, 6 and 9

Table 16 Experimental result of temperature value from initial time to 20 minutes

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	3	6	9
0	638.1	641	638.6
5	531.2	563	536
10	462.7	479.4	465
15	432	446.4	434.4
20	410.7	421.9	412.6

Figs. 24 ~ 26은 금형주조 장치에서 알루미늄 합금 금형을 냉각이 진행된 지 20분 후에 탈착하고 상온상태에서 약 4시간 동안 자연냉각 시키는 동안 측정된 온도분포 결과를 보여주고 있으며, 세부적인 측정 영역에 따른 측정 지점의 온도 결과값은 Tables 17 ~ 19에 최초 20분부터 60분(1시간) 간격으로 정리하여 나타내었다. 여기서, 금형주조 장치에서 타이어 몰드용 알루미늄 합금을 탈착한 이후 온도의 변화를 살펴보면 수치해석에서는 약 60℃까지 냉각되는데 대략 6시간이 소요된 반면, 실험을 통한 온도측정 결과를 살펴보면 대략 4시간 정도 소요되는 것을 확인할 수 있었다. 이를 통해 수치해석을 통한 자연냉각 상태의 금형 주조에서는 대류에 의한 냉각의 열손실에 대한 수정 및 보완이 필요함을 확인할 수 있었고, 이러한 현상은 자연 냉각을 실시할 때의 외기 온도와 밀접한 관계를 가지고 있으며 금형주조 장치에서 냉각을 실시하였을 때의 온도와 자연 냉각을 실시하였을 때의 온도의 차이가 발생하여 나타나는 현상으로 사료된다.

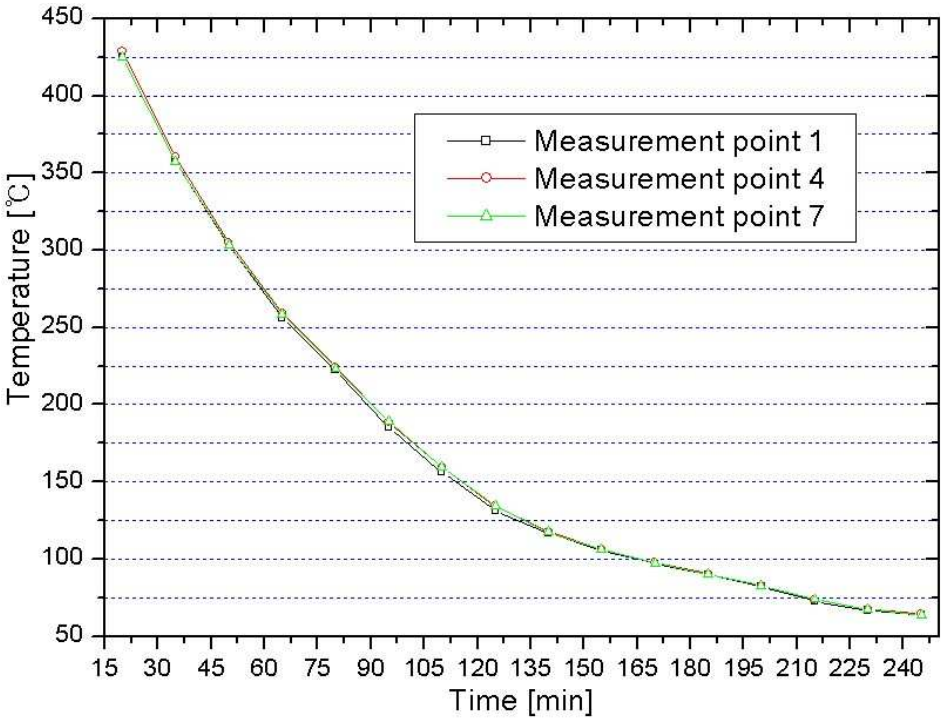

Fig. 24 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point of 1, 4 and 7

Table 17 Experimental result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	1	4	7
20	424.9	429.2	425.3
60	256.3	259.3	258.7
120	131.5	134.3	134.6
180	89.8	90.3	90.1
240	63.7	64.3	64

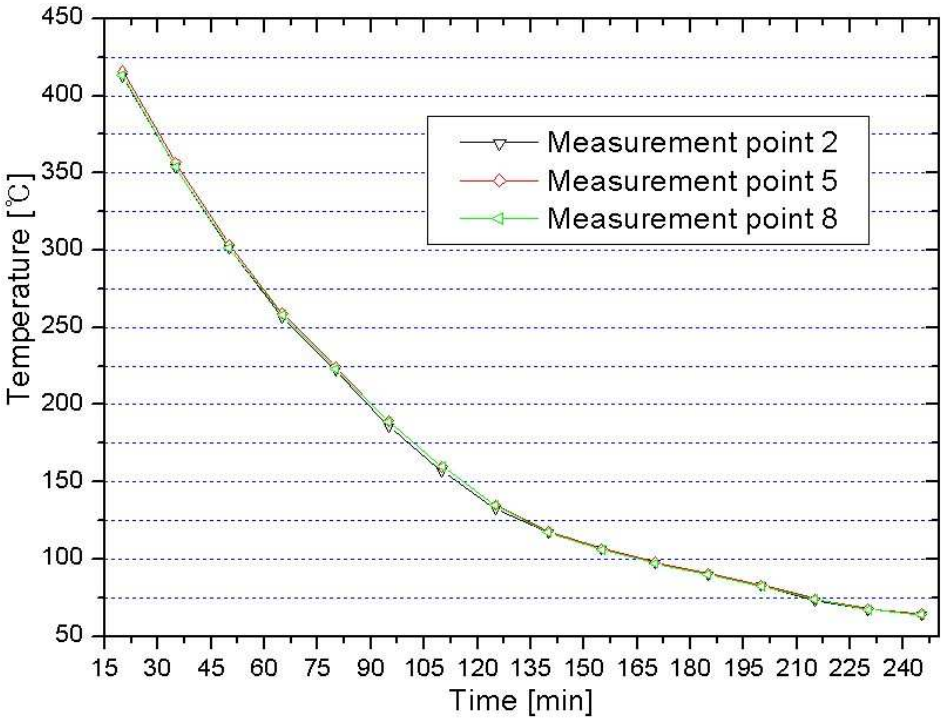

Fig. 25 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point of 2, 5 and 8

Table 18 Experimental result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	2	5	8
20	412.2	415.8	413
60	256.2	259.1	258.3
120	132.4	135	135
180	89.9	90.5	90
240	64.1	64.3	63.9

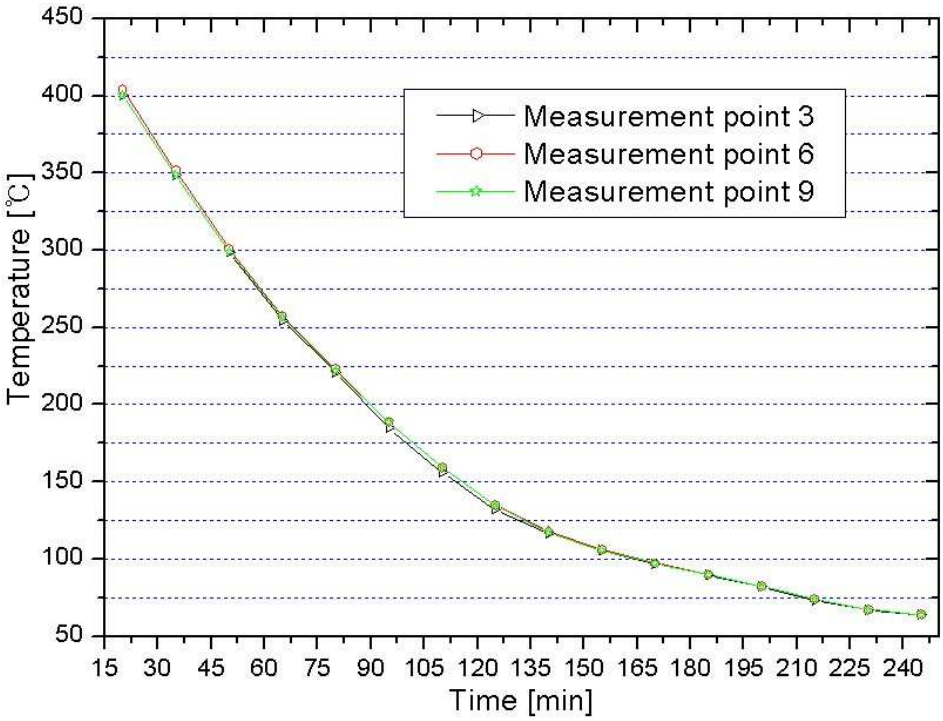

Fig. 26 Experimental result of temperature distribution from 20 minutes to 245 minutes at the point of 3, 6 and 9

Table 19 Experimental result of temperature value after 20 minute

Time [min]	Measurement point [Unit : ℃]		
	3	6	9
20	400.3	404.1	400.3
60	254.6	257.5	256.6
120	132.2	134.8	134.9
180	89.6	90.1	89.8
240	63.8	64.1	63.9

제 5 장 결 론

본 연구에서는 타이어 몰드를 제작함에 있어 보다 정밀한 제품을 만들기 위하여 유한요소법을 적용한 상용코드인 “COMSOL Multuphysics"를 사용하여 알루미늄 합금의 온도분포, 변위와 응력을 알아보았고 수치해석 결과 값의 신뢰성을 높이기 위하여 수치해석과 동일한 조건에서 실험을 실시하였다. 이에 본 연구를 통하여 얻은 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 알루미늄 합금은 냉각 초기 20분 동안 급격한 온도 변화를 보이며 이러한 온도변화에 의하여 냉각 초기 20분 동안 변위와 응력이 큰 증가 곡선을 보인다.

2. 금형주조 장치의 내벽이 칠의 역할을 대신하여 알루미늄 합금의 양쪽 측면의 변위와 응력을 감소시킨다.

3. 수치해석과 동일한 조건하에 실험을 실시한 결과 금형주조 장치내에서 냉각하는 냉각 초기 20분 동안은 온도분포 및 온도변화가 유사한 패턴으로 나타나지만 자연냉각의 경우 실험 환경에 의하여 냉각되는 시간에 차이를 보였다.

4. 향후 연구에서는 실험 수행에 있어서 실험장소의 내·외기 온도 및 실험결과에 영향을 미칠 수 있는 인자를 충분히 고려하여 동일 조건하에서 반복적으로 수치해석과 실험을 실시하고 수치해석의 신뢰성을 높여 원활하게 활용하게 됨으로써 고정밀도 알루미늄 합금 금형의 생산에 있어 소요되는 시간과 투자비용의 절감에 기여할 수 있을 것이라 사료된다.

참 고 문 헌

1. S.C. Oh, J.m Kim, "Analysis of Solidification pattern by Temperature Monitoring in Aluminum Alloy Casting", J. of KSAE, Vol 6, pp. 698-703, 1998.

2. KITECH, The Case of Casting Technique using Computer, 1997.

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

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

5. Sully, "The Thermal Interfaces Between Casting and Chill Molds", AFS Transactions, Vol 84, pp. 735, 1976.

6. S.D. Moon, S.I. Kang, "Inverse Heat Transfer Analysis at the Mold/Casting Interface in the Aluminum Alloy Casting Process", J. of KSME, Vol 22, pp. 760-765. 1988.

7. J.O. You, "A Study on Thermal Deformation Control of Metal Mold for Tire Manufacturing", Chosun, 2000.

8. Y.K. Oh, H.D. Yang, Y.B. Kim, "A Numerical Study on Thermal Strain

Control of Aluminum Alloy Mold for Tire Manufacturing", J. of FDM, Vol. 324-325, pp. 1087-1090, 2006.

9. Y.K. Oh, H.D. Yang, Y.B. Kim, "A Characteristic on Thermal Strain Control of Aluminum Material Mold for Tire Mold", J. of ICM, Vol 345-346 pp. 893-896 2007.

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

8. G.H. Geiger, D.R. Poirier, "Transport Phenonena in Metallurgy", 1991.

9. J.H. Kim, J.K. Choi, and C.P. Hong, "Three Dimensional Prediction of Shrinkage Defects Considering Solidification Contraction", J. of KFS, Vol 15, pp. 83-93. 1995.

10. J.G. Henzel. Jr, and J. Keverian, "Metals", 1963.

11. V. de L. Davies, "AFS Cast Met", 1975.

12. S.D. Moon and S.I. Kang, "On the Analysis of Solidification of Aluminum Alloy Casting Using the Inverse Heat Conduction Analysis and Front Tracking Finite Element Method", J. of KSME, Vol 23, pp. 11-21, 1999.

13. C.H. Kim, S.D. Moon, and S.I. Kang, "On the Measurement of Residual Stresses in Aluminum Alloy Parts Fabricated by Precision Metal Mold

Casting", J. of KSME, Vol 23, pp. 2087-2095, 1999.