

### 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 나타내어야합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

### 저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 <u>이용허락규약(Legal Code)</u>을 미해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer 🖵





캐스팅 타이어

2008년 2월 박사학위논문

# 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 열변형 해석에 관한 연구

조선대학교 대학원

정밀기계공학과

박 근 욱

# 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 열변형 해석에 관한 연구

A Study on Thermal Deformation Analysis of Aluminum Casting Tire Mold

2008년 2월 25일

조선대학교 대학원 정밀기계공학과

박 근 욱

# 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 열변형 해석에 관한 연구

지도교수 오 율 권

이 논문을 공학박사학위신청 논문으로 제출함

2007년 10월

조선대학교 대학원

정밀기계공학과

박 근 욱

# 박근욱의 박사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교 수 김 진 홍 인 위 원 조선대학교 교 수 정 낙 규 인 위 원 명지대학교 교 수 차 경 옥 인 위 원 경희대학교 교 수 김 상 녕 인 위 원 조선대학교 교 수 오 율 권 인

2007년 12월

조선대학교 대학원

# 목 차

제	1 장	서	론	· 1
	1.1 연	구배.	경	· 1
	1.2 연	구동	향	4
	1.3 연	구목	적 및 내용	7
제	2 장	이론	- - - - - - - - - - - - - - - - - - -	9
	2.1 유	한요:	소법에 의한 금형의 온도분포 해석	9
	2.1.1	에너	지 보존의 법칙에 의한 열전도 방정식	9
	2.1.2	변분	법을 이용한 유한요소 정식화1	12
	2.2 유	한요.	소법에 의한 금형의 응력분포 해석1	17
	2.2.1	변형	률과 변위와의 관계방정식1	17
	2.2.2	응력	과 변형률과의 관계방정식1	18
	2.2.3	금형	내에서의 열변형률1	19
	2.2.4	금형	내에서의 초기 응력과 변형률2	20
제	3 장	수치	]해석 및 실험 방법2	21
	3.1 수	치해	석 모델	21
	3.2 수	치해.	석 방법 및 절차	26
	3.2.1	사형	주조와 금형주조에서의 열변형 해석2	26
	3.2.2	주조	:기 예열온도에 따른 열변형 해석	30
	3.2.3	용탕	· 주입방식에 따른 열변형 해석 ·······	33
	3.3 실	험 징	y치 및 방법·······	35

제	4 장	수치해	석 및	! 실험	결과 …	•••••	•••••		•••••	 	·· 40
	4.1 수	치해석	결과							 	40
	4.1.1	사형주	조와	금형주:	조에서의	열변형	해석	결과 …		 	·· 40
	4.1.2	주조기	예열	온도에	따른 열	변형 해	석 결호	라		 	50
	4.1.3	용탕 주	주입방	식에 띠	-른 열변	형 해석	결과			 	·· 71
	4.2 온	도측정	실험	결과 …						 	80
	4.2.1	트레드	부에	서의 온	도측정	결과 …				 	80
	4.2.2	사이드	부에	서의 온	도측정	결과 …				 	87
제	5 장	결 론								 	92
참.	고문헌									 	94

### LIST OF FIGURES

Fig.	1	3-Node two-dimension triangle element
Fig.	2	Loss on convection in surface of $i - j$
Fig.	3	Analysis model of sand casting device
Fig.	4	Analysis model of metal casting device
Fig.	5	Schematic diagram of sand casting device and initial temperature 28
Fig.	6	Schematic diagram of metal casting device and initial temperature 29
Fig.	7	3-dimensional analysis model of metal casting device
Fig.	8	Schematic diagram of the measurement points
Fig.	9	Schematic diagram of metal casting by injected direction of melt 34
Fig.	10	Experimental set-up for measurement of temperature distribution
Fig.	11	A photograph of experimental apparatus
Fig.	12	Measurement points inside the tire mold

Fig.	13	Insulation process of K-type thermocouple
Fig.	14	A photography of installed thermocouples on the core
Fig.	15	Measurement apparatus of data acquisition unit
Fig.	16	Temperature variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (sand casting)
Fig.	17	Displacement variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (sand casting)
Fig.	18	Stress variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (sand casting)
Fig.	19	Temperature variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (metal casting)
Fig.	20	Displacement variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (metal casting)
Fig.	21	Stress variation at the measurement points $1 \sim 3$ in tread part during the cooling time (metal casting)

Fig.	22	Thermal deformation at the measurement points during the cooling
		time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated, $T=80^{\circ}\!$
Fig.	23	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated, $T=80^{\circ}\!$
Fig.	24	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated, $T=150^{\circ}\!$
Fig.	25	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated, $T=150^{\circ}\!$
Fig.	26	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated, $T=200^{\circ}\!$
Fig.	27	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated, $T=200^{\circ}\!$
Fig.	28	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated, $T=250^{\circ}\!$
Fig.	29	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated, $T = 250^{\circ}C$ 64

Fig.	30	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated, $T=300^\circ\!\text{C}$
Fig.	31	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated, T = $300^{\circ}$ C
Fig.	32	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 0 to 15 minutes, in case of injection at vertical direction
Fig.	33	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 15 to 420 minutes, in case of injection at vertical direction
Fig.	34	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 0 to 15 minutes, in case of injection at horizontal direction
Fig.	35	Thermal deformation at the measurement points during the cooling time
		from 15 to 420 minutes, in case of injection at horizontal direction
Fig.	36	Temperature variation at the measurement points in tread part
		during the cooling time
Fig.	37	Thermal curve interpretation of pure Al and Al-5%Mg alloy 84

Fig.	38	Temperature variation at the measurement points in tread part
		during the cooling time from 0 to 15 minutes
Fig.	39	Temperature variation at the measurement points in tread part
		during the cooling time from 15 to 420 minutes
Fig.	40	Temperature variation at the measurement points in side part
		during the cooling time
Fig.	41	Temperature variation at the measurement points in side part
		during the cooling time from 0 to 15 minutes90
Fig.	42	Temperature variation at the measurement points in side part
		during the cooling time from 15 to 420 minutes

### LIST OF TABLES

Table 1	Chemical composition of AC7A casting material
Table 2	Thermophysical properties of AC7A casting material
Table 3	Physical properties of Gypsum (Core)
Table 4	Physical properties of SC42 (Steel AISI 4340) 24
Table 5	Physical properties of molding sand25
Table 6	Physical properties of SUS 30325

### **NOMENCLATURE**

E<sub>in</sub> 검사체적에 유입되는 에너지

U 내부에너지

Q 내부적인 열원

q 열유속

t 시간

T 온도

 $\frac{dT}{dx}$  온도구배

c 비열

ho 질량밀도

k 열전도율

h 열전달계수

 $T_{\infty}$  자유 유동 대기온도

E 체적탄성계수

[D] 물성행렬

[N] 형상함수

arepsilon 변형률

σ 응력

au 전단응력

*v* 포아송비

 $\alpha$  열팽창계수

### **ABSTRACT**

### A Study on Thermal Deformation Analysis of Aluminum Casting Tire Mold

Park, Keun-Uk

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

Dept. of Precision Mechanical Engineering

Graduate School of Chosun University

In this study, the thermal deformation inside the aluminum casting tire mold was analyzed using the numerical analysis method and was investigated using the experimental method. The metal casting device used for manufacturing the tire mold products for automobiles in the actual industrial field was selected as an analysis model, and Al-Mg system alloy (AC7A) widely used for metal casting was selected as the mold material. For the numerical analysis, "COMSOL Multiphysics", the commercial code based on the finite element analysis (FEA), was used in order to predict the thermal deformation of the AC7A including temperature, displacement and stress distribution. Also, in order to verify the results calculated by the numerical analysis, the experiment for temperature measurement inside the tire mold was performed using the K-type thermocouple under the same condition of

numerical analysis method.

In the numerical results, the results of the cooling temperature, displacement and stress distribution inside the tire mold using the metal casting method was better than those of the sand casting method and was improved the cooling completed time. Also, the analysis results by the pre-heated temperature conditions of metal casting device revealed that thermal deformation characteristics inside the tire mold is the most suitable for manufacturing mold products when the pre-heated temperature of core and casting device is about 80°C and 300°C, respectively. In detail, the displacement inside the AC7A tire mold was closely related to the temperature difference. The displacement for 15 minutes in the metal casting device appeared to be larger at the center parts of tire mold (tread part) than on its sides, and the one calculated for the time until it was completely cooled at atmosphere temperature after it was removed from the metal casting device appeared to be larger on the measurement points of 1, 4 and 7 near the atmosphere than on other points. Moreover, the stress inside the AC7A tire mold appeared to be larger at the center parts of tire mold (tread part) because of the shrinkage caused by the cooling speed difference for the initial 15 minutes, and larger on the measurement points 2, 5 and 8 when the mold was removed from the metal casting device because of slow cooling speed. From these numerical analysis conditions and results, when the temperature distribution calculated by the numerical analysis and the one actually measured by the experiment were compared with each other, it appeared that there was a slight temperature difference between them because of the latent heat of the AC7A during the phase change process but their cooling patterns were almost similar results.

### 제 1 장 서 론

### 1.1 연구배경

금속의 주조는 과거로부터 현대 산업사회에 이르기까지 생산 활동의 기초를 담당해 온 분야로 특히 자동차 산업에 있어서는 필수적인 요소이다. 따라서 주조 공법과 이론들이 다양하게 개발되고 있고, 계속해서 새로운 공법들이 시도되고 있다. 그러나 용탕이 고온의 유체이므로 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 형틀내에서 이루어지기 때문에 직접적인 관찰이 불가능하므로 기술개발에 한계를 가질 수밖에 없다.

주조법은 용탕의 유동성을 이용하여 복잡한 형상의 제품을 용이하게 제조할수 있는 최대의 장점을 가지고 있다. 주조품의 고정밀도나 고성능은 용탕이 주형 공간내에 충진(mold filling)되는 과정이나 주형내에서의 응고되는 과정에서 일어나는 제반 물리적 현상과 밀접한 관계를 가지고 있으며, 이러한 물리적 현상들은 상당히 복잡하고 아직까지 학문적으로도 이해되지 못한 점이 많아 해석적인 방법으로 해결할 수 없었다. 따라서 종래에는 고품질의 주조품을 만들기위해서 많은 비용과 시간을 들여 반복적인 시작품을 거쳐 최종 제품의 설계 및제조에 임하는 것이 일반적이었다.

주물의 냉각시 금형과 주물내의 온도이력 및 응고 경계면의 성장속도는 주물의 미세조직 및 기계적 물성치를 결정하는데 매우 중요한 인자이며 이러한 온도이력 및 응고면의 성장속도를 정확히 예측, 제어하기 위해서는 주물·금형접촉면에서의 열전달 특성을 정확히 이해하여야 한다. 금형과 주물의 경계면에서는 금형의 면과 응고 중인 주물의 면이 서로 접촉하고 있는데, 불규칙적인금형의 표면 상태와 응고 및 냉각으로 인한 주물의 수축(shrinkage)등의 이유로발생한 공극(air gap)의 성장으로 주물과 금형은 불규칙적인 접촉을 하게 된다.이러한 이유로 경계면에서의 열전달(heat transfer) 특성은 매우 복잡하며 불연속적인 온도 분포를 유발한다. 온도의 불연속적인 특성 및 복잡한 열전달 메커니즘으로 주물의 표면에서의 온도이력 및 경계면에서의 정확한 열 접촉 저항(heat contact resistance)이나 열전달 계수(heat transfer coefficient)를 도출해 낼 수 없기때문에 주물의 응고해석을 정확하게 수행할 수 없음으로 인하여 주물 내부의응고거동을 정밀하게 제어하기가 용이하지 않은 실정이다.

특히, 자동차를 구성하는 요소 중의 하나인 타이어는 자동차의 안전과 소음, 진동 및 주행성능을 좌우하는 핵심 구성품으로 차의 성능과 용도에 따라서 제각기 다른 설계가 요구되는데, 고객의 취향에 맞추어 다양한 종류가 요구되고있기 때문에 점차 패션화 되어 가는 것 또한 세계적인 추세의 하나이다. 따라서 자동차에서 보다 높은 안전성과 고도의 주행성능을 요구하는 고객의 기호에맞는 타이어를 빠른 시일 내에 공급하는 것이 타이어 산업의 성패를 좌우하게되고, 이를 위해서는 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 것이해결해야 할 문제로 부각되고 있다.

일반적으로, 자동차 타이어의 제조공정 중에서 타이어의 트레드 패턴을 형성 하는 가류공정(curing process)에서 사용되는 타이어 몰드를 제작함에 있어 몰드 의 분리방법에 따라 일체형(full type) 금형과 분할형(sectional type) 금형으로 크 게 나눌 수 있다. 일체형 금형의 경우는 타이어를 수평으로 반분할하여 제조할 때 사용하는 금형으로서 대량생산이 쉽고 균일한 품질의 제품을 생산할 수 있 는 장점이 있으나 타이어를 이형 할 때 전단력(shear force)이 생겨 제품에 손상 이 생기거나 내부 변형(strain)이 발생하기 때문에 트레드부의 형상이 복잡한 타 이어 제조에는 부적합한 단점이 있다. 반면, 분할형 금형의 경우는 타이어 몰드 를 수직으로 6 ~ 8등분하여 조립하고 타이어를 제작하기 때문에 타이어 성형 후 이형 시 분할금형의 타이어 외경방향으로 각각 벌어지게 되어 트레드부가 복잡한 형상의 타이어 제조가 가능하다. 그러나 분할금형의 단점은 타이어 성 형 시 분할부분에서 고무 플러시가 발생하기 쉽기 때문에 금형의 높은 정밀도 가 요구되고 제작기간도 길어지게 된다. 또한 국내에서 사용하는 기계가공법은 제작기간이 길 뿐만 아니라 생산성이 떨어지고 타이어의 성형상태가 균일하지 못하여 타이어제조 후 마무리를 잘 해야 하는 단점이 있다. 이러한 단점을 보 완하기 위해 1990년대 이후, 타이어 몰드의 주조재로 많이 사용되었던 일반 연 강 대신 알루미늄 합금을 주조재로 대체하여 사용하고 있으나 용탕 주입 후 금 형 혹은 몰드의 냉각시간에 따른 온도분포를 파악하고 응력발생, 수축현상 및 치수변화가 어떻게 발생되는지에 대한 정확한 예측 및 제어방법 등의 정밀주조 를 위한 전반적인 체계가 이루어지지 못하고 있는 실정이다.

### 1.2 연구동향

금속을 이용한 주조에 있어서 금형의 정밀주조를 위해 수반되는 많은 문제점들을 해결하기 위하여 수많은 실험과 연구가 진행되어 왔고, 해결방안의 한 분야로 컴퓨터를 이용한 용탕의 유동 및 열전달 해석이 시도되어 왔으나[1-3], 용탕의 열유동 및 응고와 관련된 수치해석 분야는 방대한 양의 계산으로 인하여 기술적인 측면과 경제적인 측면에서 많은 문제점이 있어 쉽게 응용되지 못하였다[4]. 그러나 2000년대 들어 급속한 컴퓨터의 성능향상으로 인하여 3차원열유동 프로그램들이 등장하게 되었고, 3차원 CAD프로그램의 보급과 더불어용탕의 열유동 현상에 대한 해석을 가능하게 하였다[5].

컴퓨터 시뮬레이션의 해석영역은 탕구방안, 압탕방안 설계 및 응고, 유체유동 및 열전달, 열응력 변형해석 및 CAD/CAM 등이며, 이 기술을 활용하여 탕구방 안과 압탕방안의 최적화, 생산능력 및 조립에 대한 설계를 할 수 있으며, 더 나아가 생산개념에서 주물설계, 주문제작 및 주물가공 계산으로의 변환 단계로써 이용된다. 특히 주조 분야에 열유동 해석이 수행됨에 따라 기술적인 측면과 경제적인 측면에서 괄목할 만한 효과를 거둘 수 있게 된 것도 사실이다.

주조품질에 가장 중요한 영향을 미치는 요소는 주형의 설계 기술과 주조조건의 설정인데[6], 기존의 주조에서는 대부분 경험에 의존하여 주형을 설계하고 주조조건을 결정해 왔다. 이와 비교하여 수치해석방법은 주조현상을 가시화하여 용탕의 열유동 및 응고현상에 대한 이해를 높이고 문제점 규명과 해결을 용이하게 한다. 이와 더불어 해석에서는 실제 주조 시에 측정하기 어려운 금형의온도, 냉각속도 등의 자료를 손쉽게 수치화할 수 있기 때문에 기술의 축적을용이하게 하고, 객관적인 판단을 가능하게 해 준다.

금형주조공정의 설계 시 고려하여야할 여러 가지 사항 중 치수정밀도와 관련된 것으로는 응고 시 발생하는 주조물의 수축, 금형의 열변형, 주조물내의 잔류응력으로 인한 휨 변형 등을 들 수 있고 제품의 경량화와 관련된 것으로는 주조조직의 균일화 및 미세화를 통한 기계적 물성치의 향상을 들 수 있다[7-9].

또한, 그 동안 주형 속에서 금속의 응고특성과 그에 따른 잔류응력의 형성에 관련하여 많은 이론적 연구가 진행되어 왔다.

Sully[10]는 평판주물에서의 연구를 수행하였는데 연구에 의하면 주조공정의 초기에는 주물이 주형에 밀착함으로서 열전달량은 점차 증가하여 최대치에 달하고, 응고가 진행됨에 따라 고상의 주물이 수축하여 접촉면에서 공극이 확장됨으로서 열전달은 점차 감소되어 어느 시간이후 일정한 값으로 유지되는 것으로 알려져 있다.

Weiner와 Boley[11]는 주물의 초기 응고단계를 연구했는데 표면온도가 일정한 정사각형 주형 내에서 용탕의 유동압력과 크립현상을 무시하고 단지, 공극과 주물의 수축만을 고려한 탄성모델을 설정하였다. 그들의 연구에 따르면 낮은 압력 하에서는 주물과 금형의 접촉에 따른 마찰은 무시할 정도로 작으며, 주형 의 냉각으로 응고되는 주물의 응력분포로 응고경계층에서는 인장응력이 주물표 층에서는 압축응력이 발생하게 된다.

이에 반하여 Richmond와 Tien[12]은 직사각형의 주형 내에서 용융압력과 크립을 고려한 탄성모델을 제시하였다. 즉, 냉각 초기단계에서 기공의 성장은 더 이상 진행되지 않으며 단단한 주형 표면에 대응하여 주물의 열수축을 억제하기에 충분한 용탕의 압력과 크립을 고려하였으며, 해석결과 주형내부에서의 용융압력과 크립이 주물의 열수축을 막기에 충분하였다.

Wang과 Perry[13]는 얇은 주조제품의 중전과 상변화과정을 평판사이의 유동으로 간주하여 속도분포를 1차원으로 가정한 후 해석적으로 구하였으며 열전달현상은 유동방향과 두께방향의 2차원으로 해석하여 두께방향으로 형성되는 고상화 층의 성장과정을 예측하였다. 예측된 고상화 층의 두께를 바탕으로 그들은 용융금속의 과열온도와 주형의 예열온도, 그리고 유동속도 등과 같은 공정변수의 영향에 대해 연구하였다.

Van Tol[14]등은 수평하게 놓여있는 얇은 알루미늄의 중력주조과정에 대해 실험과 수치해석적 연구를 수행하였다. 그들은 수치해석연구에서 탕수조와 수 직탕구 등의 탕구계를 해석에서 제외시키면서 수평탕도의 입구부분과 주입구에 서 유입되는 경계조건을 통하여 이를 대신하려는 시도를 하였다. 상변화 측면 에서는 수치해석 결과와 실험결과의 비교를 통해 주조금속과 주형의 접촉면에 서의 적절한 열전달 계수의 사용이 중요하다고 하였다.

### 1.3 연구목적 및 내용

현재 국내·외 자동차용 타이어 생산 업체에서 타이어 제조를 위해 사용되는 타이어 몰드는 전술한 바와 같이 타이어의 규격 및 용도에 따라 일체형 금형과 분할형 금형을 선택적으로 사용하고 있다. 그러나 타이어 몰드 주조를 위한 주조방식의 경우, 대부분의 국내·외 타이어 몰드 제조업체에서는 사형주조에 의한 방식을 이용하고 있고, 몰드 제품의 품질 및 정밀도 개선을 위해 일반적으로 탕구비, 용탕 주입구의 주조 인자를 변경하거나 용탕과 주물사 사이의 접촉면에 있어서 냉각속도차로 인한 내부응력 발생 및 변형을 개선하기 위해 칠드부라 불리우는 별도의 장치를 장착하고 있다. 그러나 이러한 방법들은 용탕이주형 내부에 주입되어 응고되는 과정에서 냉각시간에 따른 온도차에 의해 수축현상[15-16]이나 응고 진행에 따른 고상의 주물이 수축하여 접촉면에서 air gap이 확장되는 열전달 현상이 점차 감소되어 어느 시간 이후 일정한 값을 유지한다[17-18]. 그러나, 이러한 연구는 이론적 내용에 준하여 예측하는 것이 대부분이고, 고품질의 주조품을 만들기 위해서 많은 비용과 시간을 들여 반복적인 실험과 시작품 제작을 통해 최종 제품의 설계 및 제조에 임하는 것이 일반적이다.

따라서, 본 연구에서는 자동차 타이어 생산을 위해 사용되는 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 주조과정에서 금형주조 방식을 도입하여 몰드의 냉각시간에따라 내부에서 발생하는 온도분포와 이로 인해 발생하는 수축량이나 변위 그리고 응력분포를 수치해석적 방법을 이용하여 예측해 보고자 한다. 또한, 제품 주조과정에서 발생하는 온도분포를 실험을 통해 측정하여 수치해석에 의해 계산된 온도분포 결과와 비교해 보고, 수치해석을 이용한 열변형 해석 방법에 대한신뢰성을 검증하여 타이어 몰드의 열변형을 감소시킬 수 있는 방법들을 제시하고자 하며, 그 세부 내용은 다음과 같다.

- 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 주조재는 Al-Mg 5000 계열 중의 하나로 타이어 몰드 제조업체에서 많이 사용하고 있는 AC7A를 선정하여 사용하였다.
- 사형주조 방식과 금형주조 방식으로 타이어 몰드를 주조하였을 경우, 수치해석 방법을 이용하여 각 경우에 대한 해석모델의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위, 응력분포를 계산하고 열변형을 예측하여 새로운 금형주조 방식도입의 타당성을 확인한다.
- 금형주조 방식을 적용하여 타이어 몰드를 주조할 경우, 주조장치를 구성하는 코어 및 금형의 예열온도에 따른 타이어 몰드 내부의 열변형 해석을 실시하고, 최적의 주조온도 조건을 수치해석적 방법을 이용하여 예측한다.
- 주조재인 AC7A를 용융시키고 주조장치 내부에 용탕을 주입할 경우, 타이어 몰드 주조를 위해 설계되어 있는 주조장치 내에 코어의 트레드 부분을 중앙부로 하여 수평으로 주입하는 경우와 중력주조 방식을 응용하여 코어의 트레드 부분이 측면에 위치하도록 하는 수직방향으로 주입하는 경우로 나누어 각각의 용탕 주입방식에 따른 타이어 몰드의 열변형 해석을 수치해석을 이용하여 수행하고 보다 효과적인 방법을 예측한다.
- 수치해석을 통해 얻은 최적의 금형주조 장치 조건을 토대로 실제 제작된 주조장치 내부에 타이어 몰드의 트레드 부분을 중심으로 수치해석 조건과 동일한 측정지점에서 용탕 주입 후 냉각시간에 따른 온도분포 결과를 실험을 통해 측정하고, 실험결과와 수치해석 결과를 비교, 분석하여 수치해석 결과의 신뢰성을 확보하며 최종적으로 금형주조 장치를 이용하여 타이어 몰드를 제작하는 경우 열변형을 감소시킬 수 있는 방법에 대한 기초 연구자료를 제시한다.

### 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[15-16],

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

또는

$$q_x A dt + Q A dx dt = \Delta U + q_{x+dx} A dt \tag{1}$$

으로 표현할 수 있다.

여기서,  $E_{in}$  : 검사체적에 유입되는 에너지 [Joule]

 $_{\triangle}U$  : 내부에너지의 변화량 [k $\mathbf{W}\cdot\mathbf{h}$ ]

 $q_x$  :  $\chi$ 검사체적 표면에 통해 전도되어 들어오는 열유속  $[{
m kW/m}^2]$ 

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

t : 시간 [h, sec]

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

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

여기서,  $k_{xx}$  :  $_{\mathcal{X}}$  방향의 열전도율  $[\mathbf{kW/m}^{\,}\mathbb{C}]$ 

7 : 온도 [℃]

*dT* : 온도구배 [℃/m]

위 식 (2)는  $_{\chi}$ 방향의 열유속이  $_{\chi}$ 방향의 온도구배에 비례함을 설명하고 있고, 테일러급수를 사용하여 2차 항까지 표현하면,

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

내부에너지의 변화는 다음과 같이 표현된다.

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

여기서,  $_{\mathcal{C}}$  : 비열  $[\mathbf{kW}\cdot\mathbf{h}/(\mathbf{kg}\cdot\mathbf{C})]$ 

ho : 질량밀도  $[kg/m^3]$ 

위의 식 (2) ~ (4)를 식 (1)에 대입하고, Adxdt로 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  $_{x}$ ,  $_{y}$ 와  $_{z}$ 방향에 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  $k_{xx}=k_{yy}=k_{zz}=k(정수)$ 라할 수 있기에 식 (7)은 다음과 같이 표현 가능하다.

$$k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q = 0$$
 (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 위식 (1)의 에너지 보존 방정식을 이용하여 다음과 같은 식 (9)를 얻을 수 있다.

$$q_x A dt + Q A dx dt = c(\rho A dx) dT + q_{x+dx} A dt + q_h P dx dt$$
(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.

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

여기서, h: 열전달계수  $[kw/(m^2 \cdot ^{\circ})]$ ,  $T_{\infty}$ : 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 측정하기위하여 물체 내부의 온도분포를 알아야 한다[19]. 이에 유한요소법은 물체 내부의 온도분포와 열응력을 예측하는데 아주 유용한 방법이다. 각 경계요소마다주어질 경계조건인 위의 수식들을 변분법을 이용하여 3차원 열전달 방정식을 정식화 하여 보면, 위의 식 (7)과 식 (10)을 범함수의 최소화에 의해 다음과 같이 유도하였다.

$$\pi_{h} = U + \Omega_{Q} + \Omega_{q} + \Omega_{h} \tag{11}$$

여기처, 
$$U=\frac{1}{2}\iint_V\int \left[k_{xx}\left(\frac{\partial\,T}{\partial x}\right)^2+k_{yy}\left(\frac{\partial\,T}{\partial y}\right)^2+k_{zz}\left(\frac{\partial\,T}{\partial z}\right)^2\right]d\,V$$
 
$$\Omega_Q=-\iint_V\int Q\,Td\,V$$
 
$$\Omega_q=-\int_{S_2}\int q^*\,TdS$$
 
$$\Omega_h=\frac{1}{2}\int_S\int h\,(T-T_\infty)^2dS$$

 $S_2$ 와  $S_3$ 는 각각 열유속  $q^*$ 와 대류손실  $h(T-T_\infty)$ 가 발생하는 면적들이다.  $q^*$ 와 h는 같은 표면 위에서 동시에 발생하는 것이 아니므로 같은 표면위에 명시할수 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 가장가깝게 표현될 수 있다. 각 절점은 2개의 자유도, 즉 x와 y방향 변위를 가진다. 여기서  $u_i$ 와  $v_i$ 를 각각 절점 i에서의 x와 v방향 변위 성분으로 한다.

이를 바탕으로 하여 온도함수는 다음과 같이 주어진다.

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

여기서, ti, ti, tm은 절점온도이고, 형상함수들은 다음과 같다.

$$N_{i} = \frac{1}{2A} (\alpha_{i} + \beta_{i}x + \gamma_{i}y)$$

$$N_{j} = \frac{1}{2A} (\alpha_{j} + \beta_{j}x + \gamma_{j}y)$$

$$N_{m} = \frac{1}{2A} (\alpha_{m} + \beta_{m}x + \gamma_{m}y)$$
(13)

여기서, 
$$\alpha$$
,  $\beta$ ,  $\gamma$ 는  $\alpha_i = x_j y_m - y_j x_m$ ,  $\alpha_j = y_i x_m - x_i y_m$ ,  $\alpha_m = x_i y_j - y_i x_j$  
$$\beta_i = y_i - y_m \,, \qquad \beta_j = y_m - y_i \,, \qquad \beta_m = y_i - y_j$$
 
$$\gamma_i = x_m - x_j \,, \qquad \gamma_j = x_i - x_m \,, \qquad \gamma_m = x_j - x_i$$

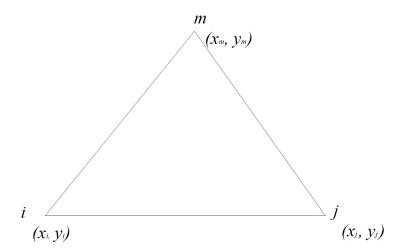


Fig. 1 3-Node two-dimension triangle element

온도의 변화에 의한 온도기울기 행렬  $\{g\}$ 는

$${g} = [B] {t}$$
 (14)

여기서, 행렬  $[B]=rac{1}{2A}iggl[eta_i\,eta_j\,eta_m\ \gamma_i\,\gamma_j\,\gamma_miggr]$  이다.

이에 열유속-온도기울기 관계는

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

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

$$[k] = \iint_{V} \int [B]^{T}[D][B]dV + \int_{S_{3}} \int h[N]^{T}[N]dS$$
 (16)

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

$$[k_c] \iint_V \int [B]^T [D] [B] dV = tA [B]^T [D] [B]$$
(17)

$$[k_h] = \int_{S_2} \int h[N]^T [N] dS$$
 (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.

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

위 식을 세분화 하면,

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

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

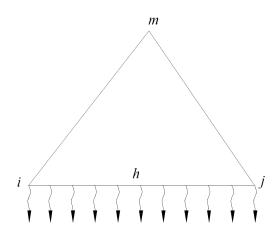


Fig. 2 Loss on convection in surface of i-j

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[20].

$$\varepsilon_{x} = \frac{\partial u}{\partial x} \qquad \varepsilon_{xy} = \frac{\gamma_{xy}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)$$

$$\varepsilon_{y} = \frac{\partial v}{\partial y} \qquad \varepsilon_{yz} = \frac{\gamma_{yz}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)$$

$$\varepsilon_{z} = \frac{\partial w}{\partial z} \qquad \varepsilon_{xz} = \frac{\gamma_{xz}}{2} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)$$
(20)

대칭적 변형률 텐서  $\epsilon$ 은 수직변형률과 전단변형률로 구성되어 있다.

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

### 2.2.2 응력과 변형률과의 관계방정식

금형 내의 응력(stress)은 대칭적 응력에 의하여 설명하였다.

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x \, \tau_{xy} \, \tau_{xz} \\ \tau_{yx} \, \sigma_y \, \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \, \tau_{zy} \, \sigma_z \end{bmatrix} \quad \tau_{xy} = \tau_{yx} \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} \quad \tau_{yz} = \tau_{zy}$$
 (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  $6 \times 6$ 의 탄성 메트릭스이고, 응력과 변형률을 벡터 형태로 표현하면 다음과 같은 형태로 나타낸다.

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

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

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

$$D = \frac{E}{(1+v)(1-2v)} \begin{bmatrix} 1-v & v & v & 0 & 0 & 0\\ v & 1-v & v & 0 & 0 & 0\\ v & v & 1-v & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2} \end{bmatrix}$$
 (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,  $\varepsilon_{th}$ 는 열변형률,  $\alpha_{vec}$ 는 열팽창계수이다.

### 2.2.4 금형 내에서의 초기 응력과 변형률

금형에 하중, 변위, 또는 변형이 가해지기 전의 초기 응력은

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

$$(28)$$

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

$$\varepsilon_{0} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \varepsilon_{z0} \\ 2\varepsilon_{xy0} \\ 2\varepsilon_{yz0} \\ 2\varepsilon_{xz0} \end{bmatrix}$$

$$(29)$$

이다.

따라서, 본 연구에서는 위의 이론식들을 바탕으로 금형의 열응력 해석을 실 시하였다.

# 제 3 장 수치해석 및 실험 방법

#### 3.1 수치해석 모델

본 연구에서는 현재 타이어 몰드 제작에 사용되고 있는 실제 모델을 해석 모델로 적용하여 타이어 몰드 주조시 대부분의 주조방식이 사형주조 방식을 적용하여 주조공정이 이루어지고 있는 상황에서 금형주조 방식을 적용하여 타이어 몰드의 열변형을 예측하고 최소화시킬 수 있도록 함으로써 보다 더 우수한 품질의 타이어 몰드를 생산할 수 있도록 해석 모델을 2가지 경우로 나누어 선정하였다.

Fig. 3은 현재 대부분의 국내 타이어 몰드 제작 업체에서 주조공정시 사용하고 있는 사형주조 방식을 적용한 해석 모델로서, 주조재가 용탕주입구에 주입되어 냉각이 완료 후 주조되는 타이어 몰드부와 트레드 패턴을 형성하도록 하는 코어, 주입된 용탕과 주물사의 접촉면에서 냉각속도 차로 발생하는 내부용력에 의한 변형을 최소화하기 위해 사용되는 칠드부와 주형 제작에 사용된 주물사로 구성되어 있다. Fig. 4는 본 연구에서 중점적으로 다루고자 하는 금형주조 방식을 적용한 해석 모델로서, 사형주조와 동일한 주조재 및 코어를 사용하여 타이어 몰드를 제작하지만 주물사를 사용하지 않고 주형들 자체를 반영구적으로 사용할 수 있는 금형으로 제작하여 수치해석을 수행하였다.

또한, 타이어 몰드용 알루미늄 합금 재료, 즉 주조재로서 몰드 제조 현장에서 널리 사용되고 있는 Al-Mg 5000 계열 합금 중의 하나인 AC7A를 선정하였고 화학조성은 대부분 알루미늄(Al)이 약 92.5 ~ 94.5%, 마그네슘(Mg)이 약 3.5 ~ 5.5%으로 이루어져 있으며 세부적인 화학조성비는 Aluminum Association, Inc. [21]와 Metal Handbook[22]에서 제시한 값을 준용하였으며 자세한 값은 Table 1에 정리하였다.

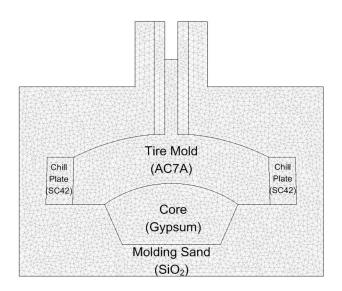


Fig. 3 Analysis model of sand casting device

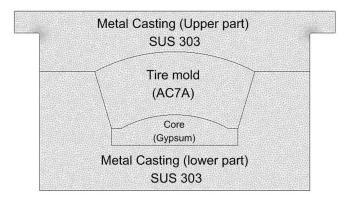


Fig. 4 Analysis model of metal casting device

Table 1 Chemical composition of AC7A casting material

Ingredient	Content[%]	Ingredient	Content[%]
Cu	0.25	Ni	0.05
Si	0.2	Ti	0.2
Mn	0.6	Pb	0.05
Zn	0.15	Sn	0.05
Fe	0.3	Cr	0.15
Mg	3.5 ~ 5.5	Al	92.5 ~ 94.5

또한, 본 연구에서 사형주조와 금형주조에서 공통적으로 사용되는 주조재인 AC7A 알루미늄 합금[21-22]과 트레드 패턴 형성을 위해 사용된 코어의 물성치 [23-24]는 각각 Table 2와 3에 정리하여 나타내었다.

Table 2 Thermophysical properties of AC7A casting material

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

Table 3 Physical 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/m³	2320
Specific heat	kJ/kg · K	1.006
Thermal expansion coefficient	-	4.15×10 <sup>-6</sup>

그리고, 사형주조 방식을 이용한 타이어 몰드의 수치해석을 위해 선정한 칠 드와 주물사의 물성치는 각각 ASM Engineered Materials Reference Book[25]과 Metals handbook[26]에 제시된 값을 토대로 Table 4와 5에 정리하여 나타내었고, 금형주조 방식을 이용한 수치해석을 위해 적용한 금형의 재질은 SUS303을 선정하였으며 Handbook of Stainless steels[27]의 값을 준용하여 그 물성치를 Table 6에 정리하였다.

Table 4 Physical properties of SC42 (Steel AISI 4340)

Properties	Unit	Value
Thermal conductivity	W/m · K	44.5
Young's modulus	GPa	205
Poisson's ratio	-	0.29
Density	kg/m³	7850
Specific heat	kJ/kg · K	0.475
Thermal expansion coefficient	-	12.3×10 <sup>-6</sup>

Table 5 Physical properties of molding sand

Properties	Unit	Value
Thermal conductivity	W/m · K	1.4
Young's modulus	GPa	70
Poisson's ratio	-	0.17
Density	kg/m³	2200
Specific heat	kJ/kg · K	0.73
Thermal expansion coefficient	-	0.5×10 <sup>-5</sup>

Table 6 Physical properties of SUS 303

Properties	Unit	Value
Solidus temperature	$^{\circ}$	1400
Liquidus temperature	$^{\circ}$	1420
Thermal conductivity	W/m·K	16.2
Young's modulus	GPa	200
Poisson's ratio	-	0.25
Density	kg/m³	8000
Specific heat	kJ/kg · K	0.183
Thermal expansion coefficient	-	1.2×10 <sup>-5</sup>

## 3.2 수치해석 방법 및 절차

본 연구에서는 자동차 타이어 제조에 사용되는 타이어 몰드의 제작과정에서 몰드 내부에 발생하는 열변형 특성을 수치해석 방법을 사용하여 예측해 보고 트레드 부분을 비롯한 몰드 제품의 정밀도 향상을 위한 열변형 제어 방안을 제시하고자 하였다. 이를 위해, 타이어 몰드의 주조 시 몰드의 정밀도를 요하는 트레드 패턴 부분을 중심으로 냉각시간에 따른 온도분포, 변위 및 응력분포를 수치해석적으로 계산하여 결과를 예측해 보고자 하였다.

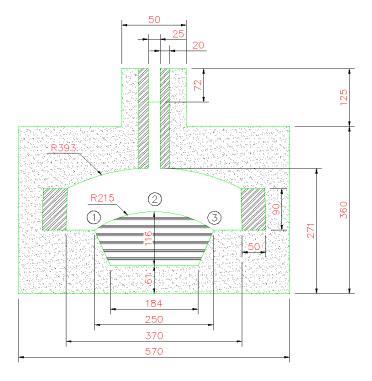
수치해석을 위해 본 연구에서 사용된 상용코드는 유한요소법을 적용한 "COMSOL MULTIPHYSICS 3.3 VER"으로, 편미분 방정식(PDE)으로 구현된 물리현상을 시뮬레이션 할 수 있도록 하고 있다. 본 상용코드는 열전달(Heat Transfer), 구조역학(Structural Mechanics), MEMS(Micro Electro Mechanical Systems), 전자기학(AC/DC), 음향해석(Acoustic), 화학공학(Chemical Engineering) 등과 같은 다양한 분야에서 다중물리식을 이용하여 복합적으로 모델을 쉽게 구현할 수 있고, 다중물리현상을 적용하여 해석할 수 있는 특징을 가지고 있어, 타이어 몰드의 주조과정에서 발생하는 열변형을 해석하기 위해 열전달과 구조역학 모듈을 조합한 열-구조 해석법을 적용하여 사용하였다.

#### 3.2.1 사형주조와 금형주조에서의 열변형 해석

앞 3.1절의 수치해석 모델에서 언급한 바와 같이, 대부분의 타이어 몰드 제작 방식은 사형주조에 의해 이루어지고 있다. 그러나 자동차의 보편화와 함께 타 이어의 공급도 소비자의 다양한 요구에 맞춰 빠른 시일 내에 제작이 이루어져 야만 한다. 이를 위해서는 제작시간의 단축이 이루어짐과 동시에 제품의 품질 은 더욱 향상되어야만 하는데, 대부분의 사형주조에 의한 타이어 몰드 생산은 제작공정 및 작업환경의 여건상 많은 제약이 따른다. 이에 본 연구에서는 사형 주조 대신 금형주조 방식을 이용하여 반영구적으로 사용 가능한 금형장치를 통해 사형주조와 동일한 주조재를 이용하여 타이어 몰드를 주조하고자 하였다. 이를 위해, 먼저 수치해석 방법을 이용하여 동일한 조건하에서 사형주조와 금형주조 시 각각의 몰드 내부에 발생하는 열변형을 해석해 보고 그 결과를 토대로 주조방식의 변경에 대한 타당성을 확인해 보고자 하였다.

Fig. 5와 6은 사형주조와 금형주조를 이용하여 타이어 몰드 내부의 열변형 해석을 위해 선정한 해석모델과 모델링을 위한 각 구성요소의 치수 및 측정지점그리고 초기 온도조건을 각각 보여주고 있다. 사형주조와 금형주조에 있어서각 해석모델에 적용한 조건은 먼저, 사형주조와 금형주조에서 주조재로 선정한 AC7A와 코어의 물성치는 Table 2와 3에 제시한 값들을 이용하였고, 사형주조에 있어서 칠드와 주물사는 Table 4와 5를 그리고 금형주조장치의 형틀 재료인 SUS 303 물성치는 Table 6을 이용하여 수치해석을 위한 입력 데이터로 사용하였다. 각 주조방식의 해석에 있어서 경계조건으로 각 구성 요소들 사이의 접촉면은 전도영역으로 설정하였고, 다만, 사형주조의 경우 주형 사이의 용탕주입구경계면은 대류영역으로 설정하여 수치해석을 수행하였다.

또한, Fig. 5(b)와 6(b)에서 보는 바와 같이, AC7A 주조재의 초기조건의 경우는 실제 제품을 생산하는 현장에서 AC7A 주조재를 약 680℃이상으로 과 가열하여 용융한 후 주입하는 것을 고려하여 초기 주입온도 설정은 실제 현장에서 제품 주조시 적용하는 값을 토대로 설정하였으며, 주조재가 완전 주입된 상태를 초기상태로 가정하고 제품 생산현장 내부의 온도를 고려하여 상온상태의 온도를 약 30℃로 설정하였다. 또한, 금속재료의 종류에 따라 각기 온도차에 의해발생되는 열응력은 다소 차이가 있지만 일반적으로 냉각시간에 따른 온도차가약 25℃이상 형성되었을 경우 열응력이 발생된다[19, 28]는 점을 감안하여 주형를 내부에서 타이어 몰드의 냉각이 완료되는 시점을 약 50℃로 설정하고 각 측정지점 (Point 1 ~ 3, Fig. 5(a)와 6(a) 참조)별로 타이어 몰드의 트레드 부분에서 냉각시간에 따른 온도분포, 변위 및 응력을 2D 해석모델을 적용하여 계산하였다.



(a) Composition of analysis model and measurement points

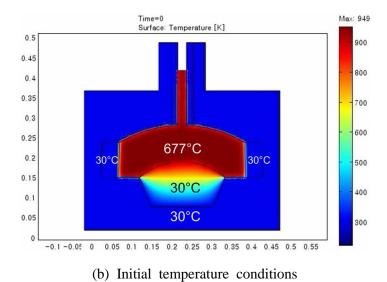
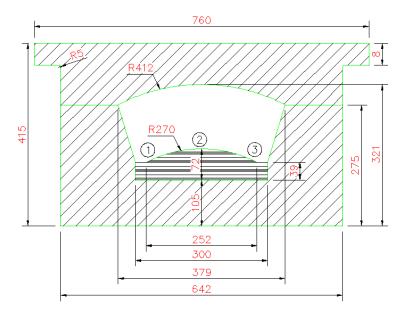


Fig. 5 Schematic diagram of sand casting device and initial temperature



(a) Composition of analysis model and measurement points

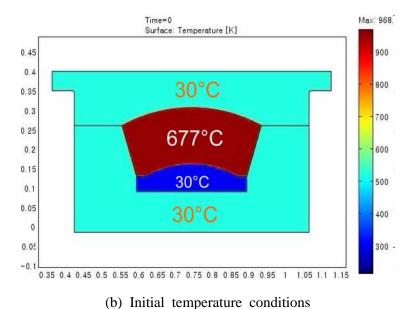


Fig. 6 Schematic diagram of metal casting device and initial temperature

#### 3.2.2 주조기 예열온도에 따른 열변형 해석

일반적으로 타이어 몰드를 주조하는 경우, 대부분의 주조재는 용해로 내에서 용융온도 이상의 고온으로 용해된다. 다시 말해, 주조재인 알루미늄 잉곳(Ingot)과 첨가제를 혼합한 후 과가열시켜 용탕 내부의 습기 및 불순물을 최소화시키는 공정이 선행된다. 또한, 대부분의 사형주조 방식을 이용한 타이어 몰드 주조시 주형 내부에 장착되는 코어와 주물사는 용탕 주입 전에 건조로에서 습기를 제거하는 선행 공정이 이루어지고 있다. 이 경우, 건조로 내부의 온도는 약 60~70℃ 정도에서 건조과정이 진행되는데 이는 코어, 칠드 및 주물사를 포함하는 주형 자체가 용탕 주입 전에 예열되는 것으로도 볼 수 있다. 하지만, 건조로 내에서 건조되는 동안 예열되는 온도는 일반적으로 그다지 높지 않으며 주입된용당이 응고되는 과정 동안 냉각속도에 의한 열변형 및 수축현상을 최소화하기위해 냉각쇠라고도 불리우는 칠드부를 사용하게 된다.

그러나, 본 연구에서 적용, 해석하고자 하는 금형주조의 경우는 주형을 구성하는 물질이 열전도율이 낮은 모래와 같은 주물사가 아닌 금속으로 구성되어있고 특히, 본 연구에서 적용한 SUS 303의 경우는 열전도율이 주물사의 약11.5배 이상으로 높지만 사형주조에 있어서 칠드부에 사용되는 SC42의 열전도율에 비해 약 2.7배정도 낮고 칠드부 역할을 하는 별도의 장치가 없어 용탕이주입되기 시작함과 동시에 금형주조장치의 표면과 접촉하여 냉각이 급속히 이루어지게 된다.

따라서, 본 절에서는 금형주조 방식을 이용한 타이어 몰드 주조 시 금형주조 장치 자체에 가열장치를 장착하여 용탕을 주입하기 전에 일정 온도로 예열하는 것을 조건으로 가정하고, 약 680℃로 과 가열된 고온의 용탕이 주입 완료된 시점을 기준으로 코어가 건조로에서 가열된 후 주조장치내에 장착되는 점을 고려하여 코어의 예열온도 조건을 약 80℃로 설정하고, 금형주조장치가 예열되어 있는 초기온도를 각각 80℃, 150℃, 200℃, 250℃, 300℃로 설정하여 각각의 조건하에서 수치해석을 수행하였다.

각 초기온도조건 하에서 제품 생산시간 및 공정개선을 위해 선행연구결과를 토대로 주조장치 내부에서 주입된 용탕을 약 15분 정도 냉각시키고 그 후에는 주조장치에서 주조된 타이어 몰드를 탈착하여 상온상태에서 약 50℃까지 냉각 되도록 고려하여 해석을 수행하였다.

이는 선행연구[29-31]에서 AC7A 주조재가 주조장치 내부에서 냉각될 때 약 20분 이내에 급격한 냉각이 이루어지는 것을 확인하였고, 주조장치 내부에서 서서히 냉각시키는 과정이나 탈착하여 상온상태에서 냉각시키는 과정에서 발생되는 온도차가 큰 편차를 보이지 않기 때문에 제품의 생산시간 및 공정의 효율적인 활용을 위해 타이어 몰드 주조를 시작한 후 약 15분 뒤에 주조품을 탈착하고 상온상태에서 냉각시키는 것을 고려한 것이다.

Fig. 7은 본 연구에서 수치해석을 위해 모델링 된 3D 형상을 보여주는 것으로, 금형주조 방식의 타이어 몰드 제품 생산을 위해 설계된 실제 도면을 기초로 모델링 하였으며, 금형주조 장치를 수직으로 세워 수치해석을 수행하는 것을 전제로 하였다. 또한, Fig. 7에서 보는 바와 같이 수치해석 모델에서 적용된 AC7A, 코어, 금형주조장치 재료인 SUS 303의 물성치는 Table 2와 3, 6에서 제시한 값을 적용하여 해석을 수행하였고, 수치해석을 위해 초기 주조장치 온도를 제외한 나머지 구성 모델의 초기온도 조건은 AC7A 주조재의 초기 용탕온도를 약 680℃, 코어를 약 80℃로 설정하였다.

해석 모델에서의 경계조건은 AC7A 주조재, 금형장치 표면 그리고 코어가 각각 맞닿아 있는 부분에서 각 구성요소의 물성값을 토대로 열전도 현상이 이루어짐을 고려하였고, 금형주조 장치에서 대기 중에 맞닿아 있는 외부 표면과 용탕이 주입된 후 용탕 입구에서 표면과 닿아있는 타이어 몰드부의 표면은 대류에 의한 열전달이 이루어짐을 고려하여 각 경계요소에 적합한 냉각이 이루어지도록 경계값을 설정하였다. 그리고, Fig. 8은 타이어 몰드의 열변형 해석을 위해코어의 상단 표면, 즉 타이어 몰드를 주조할 때 트레드 패턴이 형성되는 부분에서 9개 지점을 미리 선정하여 나타낸 그림이다.

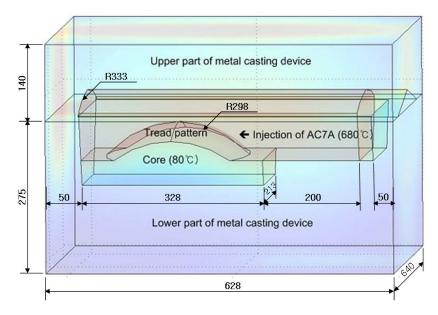


Fig. 7 3-dimensional analysis model of metal casting device

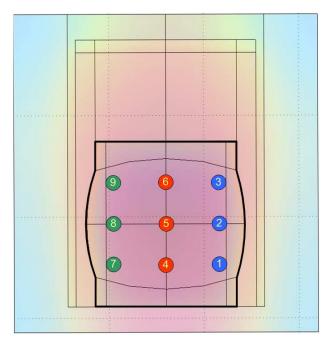


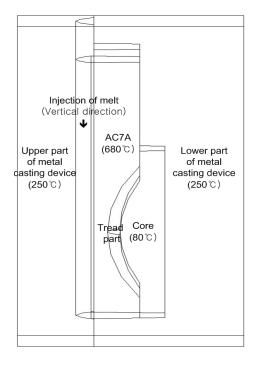
Fig. 8 Schematic diagram of the measurement points

#### 3.2.3 용탕 주입방식에 따른 열변형 해석

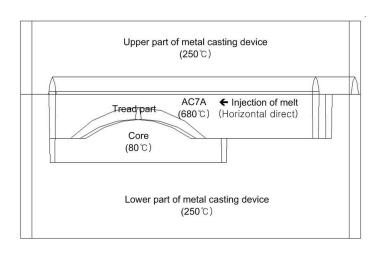
앞 3.2.2에서 수치해석을 위한 조건 중의 하나로 주조장치 내에 용탕의 주입은 Fig. 9(a)에서 보는 바와 같이 주조장치가 수직으로 세워진 조건에서 용탕의주입 및 냉각이 진행되는 것을 전제로 해석을 수행하였다. 이는 금형주조장치설계 시 타이어 몰드의 트레드 부분의 열변형을 최소화하고 제품의 품질을 기존의 제품보다 더 향상시키고자 고려한 사항이다.

그러나, Fig. 9(b)에서 보는 바와 같이 동일한 조건하에서 주조장치를 수평으로 세워놓고 용탕의 주입과 냉각을 진행시켰을 경우 트레드 부분의 측정 지점에서 어떠한 결과가 발생하는지에 대한 연구를 수행해 봄으로써, 향후 타이어몰드 주조에 있어서 용탕 주입방식에 대한 기초연구자료로 활용될 가치가 있다고 판단되어 본 연구에서는 용탕 주입방식이 금형주조장치를 수직으로 세워놓고 진행한 경우와 수평으로 놓고 진행한 경우에 있어서 각각의 열변형 해석 및제어를 위한 연구를 수행하였다.

본 용탕 주입방식에 따른 열변형 해석에 있어서 수치해석을 위한 초기온도 조건은 Fig. 9에 나타낸 바와 같고, 각 구성장치의 경계조건 및 해석조건은 앞절의 주조기 가열온도에 따른 열변형 해석에서 적용한 방식과 동일하다. 다만, 주조장치의 가열온도는 약 250℃에서 해석결과가 가장 효과적으로 나오는 선행연구 결과를 바탕으로 선정하였으며, 실험을 통한 데이터 검증 과정에서도 본절의 수치해석 조건을 동일 조건으로 선정하고 실험을 진행하였다.



(a) Injection of melt to vertical direction



(b) Injection of melt to horizontal direction

Fig. 9 Schematic diagram of metal casting by injected direction of melt

#### 3.3 실험 장치 및 방법

본 연구에서 실험은 수치해석에 의해 계산된 타이어 몰드 내부의 냉각시간에 따른 온도분포 결과를 비교, 검증해 보고 수치해석 결과의 신뢰성을 확보하기 위해 해석모델에서 선정한 금형주조 방식을 적용하여 몰드 내부의 온도측정 실험을 수행하였다.

Fig. 10은 본 연구에서 사용된 실험장치의 개략도이다. Fig. 10에서 보는 바와 같이, 실험장치는 크게 타이어 몰드를 주조할 수 있는 주조장치와 온도 측정을 위한 열전대와 데이터획득장치 그리고 측정된 온도를 저장할 수 있는 PC로 구성되어 있으며, Fig. 11은 실제 실험에 사용된 실험장치의 설치 모습을 보여주고 있다.

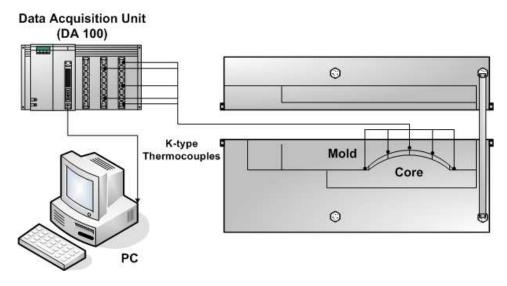


Fig. 10 Experimental set-up for measurement of temperature distribution

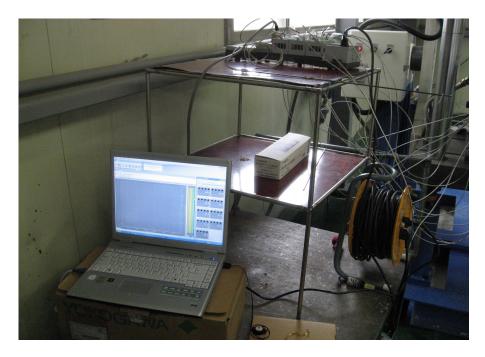


Fig. 11 A photograph of experimental apparatus

금형주조장치는 앞 절의 수치해석 방법 및 절차에서 언급한 바와 같이 금형 주조방식의 타이어 몰드 주조를 위해 설계된 실제 도면을 기초로 하여 수평방 향으로 설치되어 있는 금형장치 내에 용탕이 주입될 때 수직방향으로 세워지면서 용탕은 내부에 주입되고 채워지게 된다. 또한, 타이어 몰드의 트레드 패턴을 형성하는 코어는 용탕 주입 전 건조로 내에서 일정시간 건조된 후 주조장치내에 설치되고 용탕이 주입되기 전에 주조장치를 약 250℃까지 예열시킨 후 주조 공정이 이루어지도록 하였다. 또한, 주조장치내에서 주조되는 타이어 몰드는 용 탕이 주형 내에 주입되기 시작하여 약 15분이 지난 후 주조장치로 부터 타이어 몰드는 탈착되어 상온상태에서 자연냉각을 시키도록 하였다.

본 연구에서 얻고자 하는 타이어 몰드 내부의 냉각시간에 따른 온도분포 결과는 Fig. 12에서 보는 바와 같이 트레드 부에 9개 그리고 몰드의 사이드 부에 각각 3개씩 6개 지점을 미리 선정하고 총 15개 지점에서 용탕 주입 후 냉각이대략 50℃ 정도로 이루어질 때까지 K-type의 열전대와 데이터 획득장치를 이용하여 측정하였다.

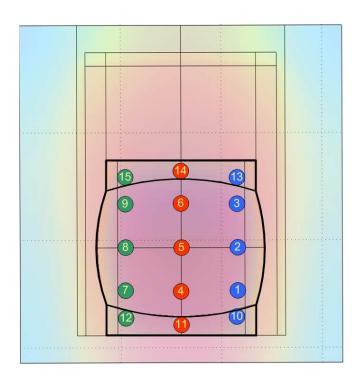


Fig. 12 Measurement points inside the tire mold

실험에서 사용된 모든 열전대는 Fig. 13에서와 같이 온도 측정부분을 제외한 나머지 부분을 절연시키고자 스테인레스 튜브로 절연하였다. 이로써 열전대 자체를 통한 열전도 현상을 최소화시키고 용탕이 냉각되는 동안의 정확한 온도를 획득할 수 있도록 하였다. 또한, Fig. 14에서 보는 바와 같이 실험에 사용된 열전대는 15개의 측정지점에 고정시키기 위해 용탕 주입 전 코어 표면에 고정핀을 이용하여 각각의 열전대를 설치하였으며, 주조가 시작된 후 15분이 지난 시점에서 타이어 몰드가 탈착되어 움직이기 때문에 리드선을 4m 이상 충분히 제작하였고, 열전대의 길이를 각각 주조장치에 맞도록 주문, 제작하였다.

각각의 열전대에서 측정된 온도분포는 Fig. 15에서 보는 바와 같이 데이터 획득장치에 의해 매 1분 간격으로 PC에 저장, 기록하였으며, 실험은 동일 조건하에서 약 3회 실시하여 평균 온도를 사용하였다.



(a) Winding a thermocouple with insulation tape



(b) Sheathing a thermocouple in a stainless steel tube

Fig. 13 Insulation process of K-type thermocouple

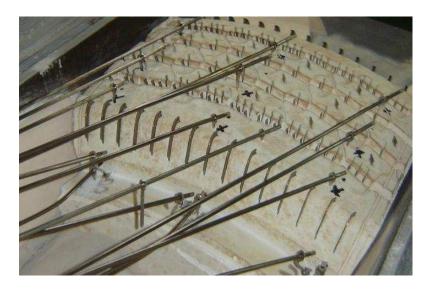


Fig. 14 A photography of installed thermocouples on the core



Fig. 15 Measurement apparatus of data acquisition unit

## 제 4 장 수치해석 및 실험 결과

### 4.1 수치해석 결과

#### 4.1.1 사형주조와 금형주조에서의 열변형 해석 결과

본 연구에서는 현재 대부분의 타이어 몰드 제조업체에서 보편적으로 사용하고 있는 사형주조 방식과 본 연구를 통해 제시하고자 하는 금형주조 방식을 이용하여 타이어 몰드를 제작할 경우, 주조된 몰드 내부에서 주조재가 냉각되는 과정 동안 어떠한 열변형이 이루어지는지 해석해 보고 금형주조 방식의 도입 및 적용에 대한 타당성을 검토해 보았다.

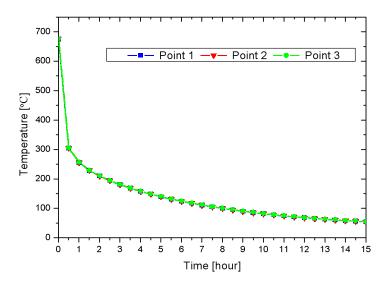
앞의 3.2.1절에서 언급한 바와 같이, 수치해석에 의한 열변형 해석은 2D 모델하에서 자동차 타이어에서 접지면과 가장 밀접한 관련이 있는 타이어 트레드부분을 해석 영역으로 선정하였고, 미리 선정된 3개의 측정지점 즉, 트레드의중앙부 (2번 지점)와 양쪽 사이드부(1, 3번 지점)에서의 온도분포, 변위, 응력분포를 계산해 보았다.

특히, 해석 시간에 있어서 최초 용탕이 완전 주입된 시점을 해석이 시작된 시간으로 가정하고 냉각시간에 따른 해석 완료시점은 몰드 내부의 선정된 지점에서 온도가 약 50℃에 도달하는 시간을 확인해 보기 위해 약 15시간까지 설정하였다. 여기서, 최종 완료시간을 약 15시간까지 설정한 이유는 일반적으로 사형주조의 경우 제조현장에서 용탕 주입 후 약 15시간까지 상온상태에서 냉각시킨 후 주형으로부터 주조된 몰드를 탈착하고 코어 및 칠드부를 제거하기 때문이다. 아울러, 사형주조의 경우와 동일한 해석조건하에서 금형주조의 경우도 수

치해석을 수행하였으며 각각의 경우에 대한 해석결과를 확인해 보았다.

Figs. 16 ~ 18은 사형주조 방식을 적용하여 알루미늄 합금 타이어 몰드를 주조하는 과정에서 용탕 주입이 완료된 이후를 해석이 시작된 시점으로 하여 해석이 완료되는 약 15시간까지 타이어 몰드의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 각각 보여주고 있다. 먼저, 용탕이 주입된후 냉각이 진행되는 동안의 각 지점별 온도분포를 살펴보면, Fig. 16(a)에서 보는 바와 같이 사형주조의 경우 주조된 볼드 내부의 온도가 약 50℃에 이르기까지는 약 15시간 정도가 소요되는 것을 확인할 수 있다. 특히, 냉각이 시작된 이후 약 20분 이내에 용탕 내부의 측정지점에서 급격한 냉각이 이루어지는 것을확인할 수 있었고, 냉각초기부터 약 20분까지의 각 지점별 냉각패턴을 확인해보기 위해 Fig. 16(b)에 그 결과를 나타내 보았다. Fig. 16(b)에서 보는 바와 같이 약 20분이 지난 후 몰드 내부의 온도는 약 330℃정도 까지 냉각이 이루어지고, 사이드부인 1, 3번 측정지점보다 중앙부인 2번 지점의 온도가 냉각초기에 상대적으로 서서히 냉각이 진행되는 것을 볼 수 있다.

Fig. 17(a)와 Fig. 18(a)는 타이어 몰드 내부에서 냉각초기부터 약 15시간 동안 각 측정지점에서 형성되는 변위분포와 응력분포 결과를 보여주고 있으며, Fig. 17(b)와 Fig. 18(b)는 냉각이 시작된 이후 약 20분 동안 급격하게 증가하는 변위와 응력형성 패턴을 확인해 보기 위해 나타낸 그래프이다. Figs. 17 ~ 18에서보는 바와 같이, 변위 및 응력패턴은 냉각초기부터 20분 이내에 급격한 변화가발생하는 것을 확인할 수 있으며, 1, 3번 측정지점보다 중앙부인 2번 측정지점에서 상대적으로 높게 나타나는 것을 확인할 수 있다.



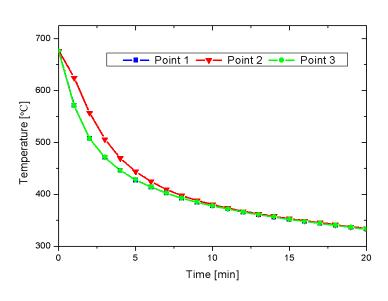
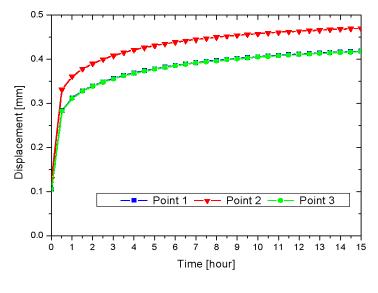
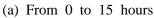


Fig. 16 Temperature variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (sand casting)





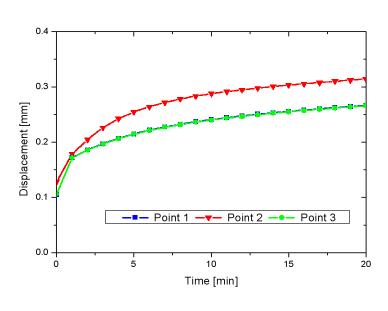
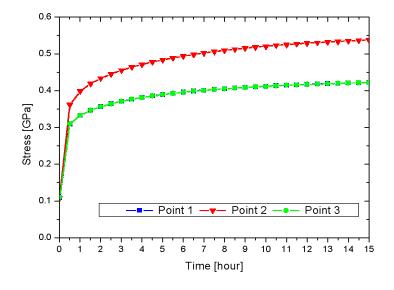


Fig. 17 Displacement variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (sand casting)



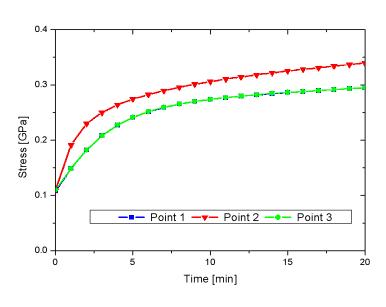


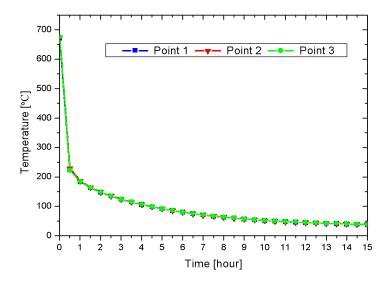
Fig. 18 Stress variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (sand casting)

Figs. 19 ~ 21은 금형주조 방식을 적용하여 사형주조 방식과 동일한 해석조건하에서 냉각초기부터 약 15시간까지 사형주조와 동일한 측정지점에서의 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 그래프로 나타낸 것이다. 용탕이 주입된 후 냉각시간에 따른 측정지점에서의 온도분포를 살펴보면, Fig. 19(a)에서 보는 바와 같이 냉각이 시작된 이후 약 10시간이 지난 시점에서 주조된 타이어 몰드의내부온도는 약 50℃에 도달하는 것을 확인할 수 있고, 냉각이 시작된 이후 약 20분까지의 측정지점별 온도분포는 사형주조와 비슷한 패턴으로 트레드 중앙부인 2번 지점의 냉각이 사이드 부분인 1, 3번 지점보다 상대적으로 서서히 진행되는 것을 볼 수 있지만, 냉각속도가 사형주조보다는 빠르게 진행되어 20분이지난 시점에서의 측정지점별 온도가 대략 250℃정도로 나타나고 있다. 사형주조의 경우, 측정지점 1, 3번의 양쪽 부분에 칠드부가 용탕과 맞닿으면서 냉각진행속도를 빠르게 형성해 주는 역할을 하지만, 금형주조의 경우는 1, 3번 측정지점의 양쪽 면에 근접해 있는 금형장치 자체가 칠드부의 역할을 대신하고 또한 맞닿는 면적이 사형주조의 경우보다 훨씬 넓기 때문에 접촉면에서의 열전달이 사형주조의 경우보다 효과적이라고 사료된다.

이러한 냉각시간에 따른 온도분포 결과를 토대로, 각 측정지점에서의 변위 및 응력분포 결과를 살펴보면, Fig. 20(a)와 Fig. 21(a)는 타이어 몰드 내부에서 냉각초기부터 약 15시간 동안 형성되는 변위 및 응력분포 결과를 나타낸 것이고, Fig. 20(b)와 21(b)는 냉각 후 약 20분 동안 급격하게 증가하는 변위와 응력 형성 패턴을 확인해 보기 위해 나타낸 그래프이다. Figs. 20 ~ 21에서 보는 바와 같이, 변위 및 응력패턴은 사형주조와 마찬가지로 냉각초기부터 20분 이내에 급격한 변화가 발생하는 것을 확인할 수 있으며, 1, 3번 측정지점보다 중앙부인 2번 측정지점에서 상대적으로 높게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 그러나 Fig. 20에서 보는 바와 같이, 변위가 형성되는 패턴은 사형주조와는 다르게약 20분까지는 지속적인 증가 추세를 나타내다가 20분이 지난 후 해석 종료 시점까지 측정지점 모두에서 변위가 점차적으로 감소하는 경향을 확인할 수 있었

다. 또한, Fig. 21의 응력분포 결과를 살펴보면, 사형주조의 경우보다 2번 지점에서의 응력결과가 상대적으로 높게 나타나는 것을 볼 수 있는데, 이는 사형주조에서의 측정지점별 냉각속도에 따른 온도분포 결과보다 금형주조에서의 냉각속도에 따른 온도분포 차이가 더 크게 발생하기 때문이라 판단된다. 이는 일반적으로 금속주조의 경우에 용탕의 응고과정에서 급격한 온도차에 의해 수축이나 변형 및 열응력이 발생한다[7-9]는 보편화 된 이론적 내용을 통해 해석결과를 뒷받침 할 수 있다.

따라서, 사형주조에 의한 경우와 금형주조에 의한 경우로 나누어 수치해석을 수행한 결과를 정리해 보면, 주조된 타이어 몰드의 열변형에 영향을 미치는 요인 중의 하나는 용탕의 응고시간에 따른 온도분포가 어떻게 발생하는가에 따 라 변위와 응력분포 결과를 예측해 볼 수 있다. 전반적으로 타이어 몰드의 주 조가 완료되는 시점을 내부온도가 약 50℃로 설정하였을 때, 사형주조의 경우 는 대략 15시간 정도 소요되고 이는 현재 사형주조에 의해 제작된 타이어 몰드 를 주조 후 주형틀에서 분리해 내는 시간과 거의 일치한다. 그러나, 금형주조를 이용할 경우, 본 연구에서 해석한 결과에 비추어 보면 용탕 주입 후 약 10시간 이 지났을 때 약 50℃까지 냉각이 이루어지고, 사형주조와 금형주조에 있어서 각각의 변위 및 응력형성 패턴은 다소 차이가 나타나는 것을 볼 수 있지만, 이 는 금형주조장치 내에서 주조되는 몰드의 냉각속도를 제어할 수 있는 요소를 고려해 준다면 개선이 가능하리라 본다. 또한, 사형주조의 경우 주조품 제작 후 분리된 주형틀 내부의 주물사 는 1회 주조 후 폐기해야 하고, 새로운 타이어 몰드를 주조하기 위해서는 새로운 주형틀을 제작해야 하지만. 금형주조의 경우 는 형틀 자체가 반영구적으로 사용가능한 금형으로 이루어져 있기 때문에 사형 주조와 같이 폐기물 처리에 대한 공정과 주형제작에 대한 공정이 없어지게 된 다. 결국, 금형주조에 의한 타이어 몰드 주조는 주조품의 생산 시간이 단축됨과 동시에 제작 공정의 단축으로 인해 원가절감 및 제품 경쟁력 측면에서 사형주 조의 경우보다 훨씬 효과적이라고 사료된다.



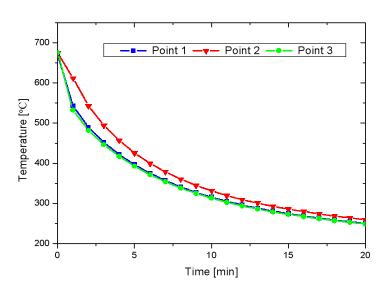
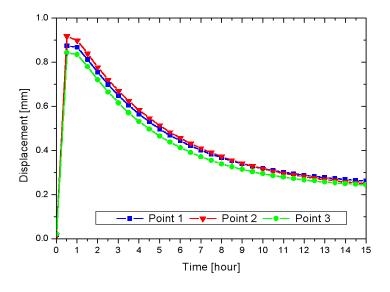


Fig. 19 Temperature variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (metal casting)



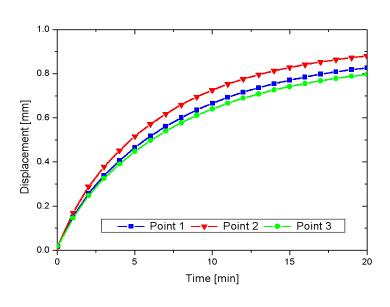
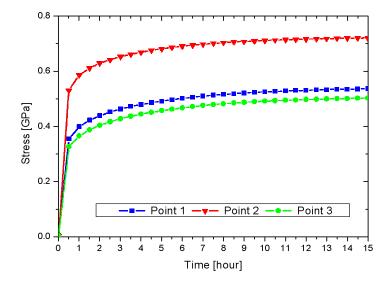


Fig. 20 Displacement variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (metal casting)



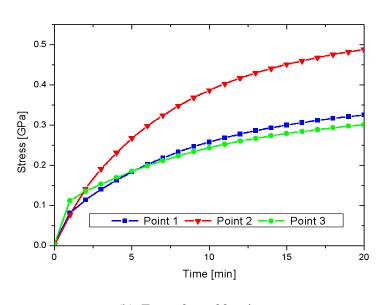


Fig. 21 Stress variation at the measurement points  $1 \sim 3$  in tread part during the cooling time (metal casting)

### 4.1.2 주조기 예열온도에 따른 열변형 해석 결과

앞 4.1.1절에서 언급한 바와 같이 금형주조 방식을 적용할 경우 수치해석을 통해 제시한 제품 생산 시간 및 기타 공정개선 측면에서 비추어 볼 때 사형주 조의 경우보다 훨씬 효과적으로 타이어 몰드를 주조할 수 있다. 그러나, 금형주 조 방식을 적용하여 타이어 몰드를 주조할 경우 앞 절의 금형주조 방식을 이용 한 해석결과를 토대로 분석해 보았을 때, 몰드의 냉각시간은 사형주조의 경우 보다는 빠르게 진행되었지만, 주조장치와 주입된 용탕의 접합면에서 사형주조 보다는 상대적으로 급격한 온도차가 발생하고 이로 인해 변위와 응력이 높고 불균일하게 발생하는 것을 확인하였다. 이러한 급격한 온도차는 열변형을 일으 키는 요인이 될 수 있고 결국 제품의 결함이나 품질 저하의 요인으로 작용할 수 있다. 따라서, 이러한 금형주조장치와 주입된 용탕의 접합면에서 급격한 온 도차로 인해 발생하는 열변형을 제어하기 위한 방법의 하나로, 용탕을 주조장 치에 주입하기 전에 미리 설정한 최적의 온도로 주조장치 표면을 예열시켜 보 고자 하였다. 이를 위해, 본 연구에서는 실제 금형주조장치 내부에 장착하여 적 용할 주조장치의 예열온도를 80℃, 150℃, 200℃, 250℃, 300℃까지 설정해 놓고 Fig. 7에서 제시한 3D 해석모델 및 코어 및 용탕 주입온도 그리고 경계조건을 동일한 상태로 놓고 각 예열온도 조건별로 발생되는 열변형 해석 결과를 비교, 분석해 보았다.

Figs. 22 ~ 31은 주조장치의 예열 온도를 80℃ ~ 300℃까지 설정한 상태에서 타이어 몰드 내부의 9개 측정지점별로 수치해석을 통해 계산된 온도분포, 변위 그리고 응력분포 결과를 각각 정리하여 나타낸 그래프이다. 특히, 용탕이 주입된 이후 급격하게 냉각이 진행되는 선행연구 결과를 토대로 주조제품의 효과적인 주조 및 제작을 위해 주조장치 내부에서 용탕 주입 후 약 15분까지 냉각을 진행시키고 15분이 지난 후에는 주조장치에서 주조된 몰드를 탈착하여 상온상 태에서 냉각시켜 약 50℃까지 떨어지는 시점을 주조 완료 시점으로 놓고 해석시간을 설정하여 각 조건별 수치해석을 실시하였으며, 주조장치의 설계 특징에

맞게 중력주조 방식을 적용하여 용탕 주입방식은 수직방향으로 가정하여 해석을 수행하였다.

Fig. 22와 Fig. 23은 금형주조장치의 예열온도를 약 80℃로 설정하였을 때, 타이어 몰드 내부의 측정지점별로 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 최초 용탕 주입 후 15분이 지날 때까지 즉, 용탕 주입후 15분 동안 주조장치 내부에서 주조를 시키는 경우와 15분이 지난 후 주조장치로부터 주조된 몰드를 탈착시켜 상온상태에서 주조 완료 시점인 몰드 내부의 온도가 약 50℃로 떨어지는 시간까지로 나누어 그 결과를 나타낸 그래프이다.

Fig. 22(a)에서 보는 바와 같이, 주조되는 몰드는 용탕 주입후 약 15분까지 주조장치 내부에서 약 220℃까지 냉각이 진행되고 Fig. 8에서 제시한 트레드 부분에 있어서 측정지점을 토대로 6번 측정지점의 온도가 가장 느리게 냉각되는 것을 확인할 수 있다. 이는 몰드의 트레드 부분에 있어서 중앙부는 5번 측정지점을 의미하지만, 용탕이 주입되어 주조되는 타이어 몰드의 전체를 놓고 봤을때는 6번 측정지점이 주조품의 중앙 부분에 해당한다. 따라서, 냉각은 주조장치와 맞닿아 있는 측면부에서 빠른 냉각곡선을 그리면서 이루어지고 중앙부인 6번이나 5번은 상대적으로 더딘 냉각패턴을 형성하는 것으로 보인다. 그러나, Fig. 23(a)에서 보는 것처럼, 주조된 15분 이후부터 약 7시간 동안 주조기로부터 탈착된 몰드 내부의 온도는 냉각이 진행되는 동안 거의 모든 측정지점에서 균일한 냉각 패턴을 형성하고 있으며, 6시간이 되는 시점에서 약 50℃에 이르는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 22(b)와 Fig. 23(b)는 주조장치 내부에서 용탕이 냉각되는 15분 동안과 주조장치로부터 탈착된 이후 약 7시간까지 측정지점별로 형성되는 변위분포 결과를 그래프로 나타내고 있다. 변위분포 해석 결과를 보면, 15분 동안의 변위는 측정지점별로 차이는 있지만, 냉각되는 동안의 급격한 온도차에 의해 변위가형성되는 패턴 또한 급격하게 이루어지는 것을 확인할 수 있으며, 특히 냉각온도가 가장 서서히 진행된 6번 측정지점이 주조시간에 따라 가장 큰 변위를 형

성하며 15분에 이르러 약 0.475mm의 변위가 형성되었고, 4번과 5번 지점이 다음으로 큰 변위를 형성하는 것을 볼 수 있다. 아울러, 탈착 후 약 7시간 동안의 변위분포 결과는 Fig. 23(b)에서 나타난 것처럼, 1, 4, 7번 지점에서 가장 급격한 변위가 형성되는 것을 볼 수 있는데 이는 주조장치로부터 탈착 후 상온상태에서 냉각이 이루어질 때 1, 4, 7번 측정지점이 주조된 몰드의 구조에서 대기와 맞닿은 부분에 다른 측정지점보다 상대적으로 근접해 있기 때문에 수치해석에의한 변위해석 결과가 크게 나타나는 것으로 사료된다.

응력분포 결과는 Fig. 22(c)에서 보는 바와 같이, 우선 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 약 15분 동안 주조되는 과정에서 트레드 부분의 중앙부분인 5번 측정 지점에서 약 0.8GPa의 응력이 발생하면서 가장 큰 응력이 형성되는 것을 볼 수 있으며, 다음으로 2번과 5번 측정지점에서 거의 동일한 응력이 형성되는 것을 볼 수 있다. 여기서, 2, 5, 8번 측정지점은 Fig. 8에서 보는 바와 같이 코어의 중 심부분에 해당하며 5번 측정지점은 2, 5, 8번 측정지점 중 가장 중심부로 5번 지점의 경우는 금형주조장치 표면과 가장 멀리 떨어져 있다고 볼 수 있다. 시 간에 따른 냉각온도 패턴에서 유추할 수 있는 것처럼 용탕의 냉각은 주조장치 내부에서 주조장치와 용탕이 맞닿는 표면부분이 맞닿지 않는 부분보다 냉각이 빨리 진행되고 열이 중앙부로 편중되면서 상대적으로 측면부와 급격한 온도차 가 발생하기 때문에 열응력이 크게 형성되는 것으로 사료된다. 또한, 주조장치 로부터 15분 이후 탈착된 타이어 몰드는 상온상태에서 약 7시간 정도 냉각이 진행되면서 Fig. 23(c)에서 보는 바와 같이 측정지점별로 응력패턴이 형성되는 것을 볼 수 있으며, 냉각이 진행되는 동안 거의 모든 측정지점에서 동일한 냉 각패턴이 형성되는 것을 토대로 큰 응력발생은 보이지 않으며 각 측정지점별로 일정한 응력패턴이 형성되는 것을 확인할 수 있다. 다만, 15분 이후 주조장치에 서 탈착하여 상온에서 냉각이 진행되기 때문에 주조된 몰드 내부의 측정지점이 공기중의 맞닿는 부분과 가까운 지점일수록 응력패턴에 대한 변화가 발생하는 것을 확인할 수 있다.

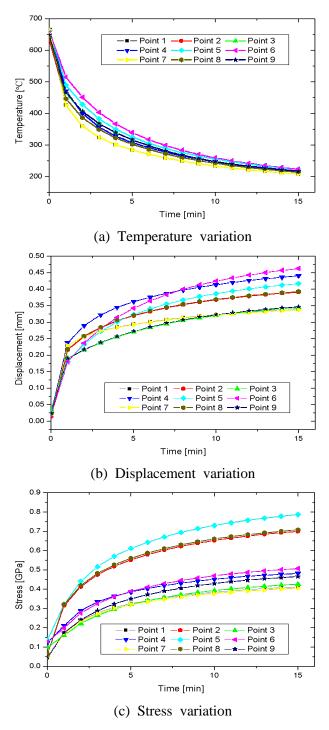


Fig. 22 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated,  $T=80\,^{\circ}\text{C}$ 

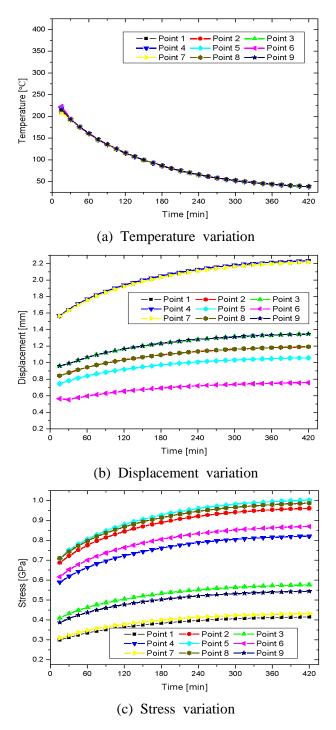


Fig. 23 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated,  $T=80\,^{\circ}\text{C}$ 

Fig. 24와 Fig. 25는 금형주조장치의 예열온도를 약 150℃로 설정하고, 타이어 몰드 내부의 측정지점별로 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 15분까지 그리고 15분 이후부터 주조된 몰드를 탈착하여 약 7시간까지 몰드의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 나타낸 그래프이다.

Fig. 24(a)에서 보는 바와 같이, 용탕 주입 후 약 15분까지 주조장치 내부에서 냉각이 진행되는 몰드는 대략 270℃까지 냉각이 이루어지는 것을 확인할 수 있고, 80℃로 예열하였을 때와 마찬가지로 6번 측정지점의 온도가 가장 느리게 냉각되는 것을 확인할 수 있다. 또한, 상대적으로 1번과 7번 측정지점의 냉각이가장 빠르게 이루어지고 있는 것을 볼 수 있는데 이는 1번과 7번 측정지점이주조장치의 측면부 및 하단부와 가장 가까이 맞닿아 있기 때문에 열전도가 빠르게 진행되는 것으로 볼 수 있다. 예열온도가 150℃로 설정되었을 때 주조장치에서 탈착된 후 50℃까지 도달하는 시간을 살펴보면 Fig. 25(a)에서 나타낸결과를 토대로 약 6시간 15분 정도 소요되는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 24(b)와 Fig. 25(b)는 주조장치 내부에서 용탕이 냉각되는 15분 동안과 주조장치로부터 탈착된 이후 약 7시간까지 측정지점별로 형성되는 변위분포 결과를 보여주고 있다. 변위분포 결과를 살펴보면, Fig. 24(b)에서 15분 동안의 변위는 측정지점별로 차이는 있지만, 80℃로 예열되는 경우와 마찬가지로 냉각되는 동안의 급격한 온도차에 의해 변위가 형성되는 패턴 또한 급격하게 이루어지는 것을 확인할 수 있으며, 6번 측정지점에서 15분 후에 약 0.4mm의 변위가 형성되었고, 4번과 5번 지점에서 다음으로 변위가 크게 형성하는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 25(b)에 나타낸 바와 같이, 탈착 후 약 7시간 동안의 변위형성 패턴을 살펴보면 예열온도를 80℃로 설정하여 해석한 변위분포 결과와 유사한 패턴을 형성하고 있음을 알 수 있다.

응력분포 결과는 Fig. 24(c)에서 보는 바와 같이, 우선 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 약 15분 동안 주조되는 과정에서 트레드 부분의 중앙부분인 5번 측정 지점에서 약 0.7GPa의 응력이 발생하면서 가장 큰 응력이 형성되는 것을 볼 수 있고, 다음으로 2번과 5번 측정지점에서 거의 동일한 응력이 형성되는 것을 볼수 있다. 또한, Fig. 25(c)에 나타낸 바와 같이, 주조장치로부터 15분 이후 탈착된 타이어 몰드는 상온상태에서 약 7시간 정도 냉각이 진행되면서 15분 동안형성된 측정지점별 응력이 여전히 5번 측정지점에서 가장 크고 뒤를 이어 2번과 8번 지점이 거의 근사한 응력결과를 나타내게 된다. 그러나, 최초 15분 동안의 응력분포 결과와 15분 이후 약 7시간까지의 응력분포 결과에서 4번과 6번 측정지점이 상대적으로 큰 응력이 발생하는 것은 앞서 언급한 바와 같이 주조장치에서 탈착된 후 공기와 접촉하는 면에서 가깝고 또한 코어가 탈착되지 않은 상태에서 코어의 낮은 열전달로 인해 국부적인 응력이 크게 형성됨과 동시에 주조된 몰드의 트레드 부분을 제외한 여유부의 냉각속도가 빨라지면서 형성되는 것으로 사료된다.

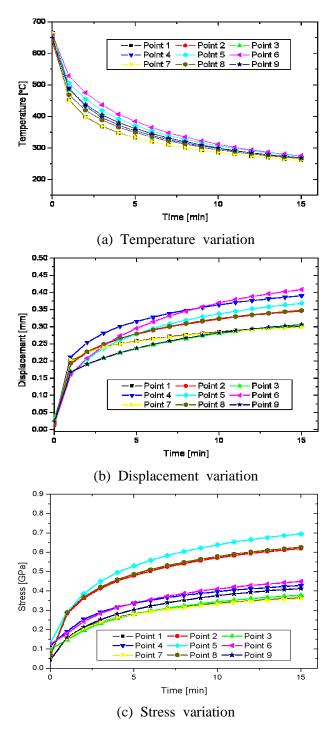


Fig. 24 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated,  $T=150\,^{\circ}\text{C}$ 

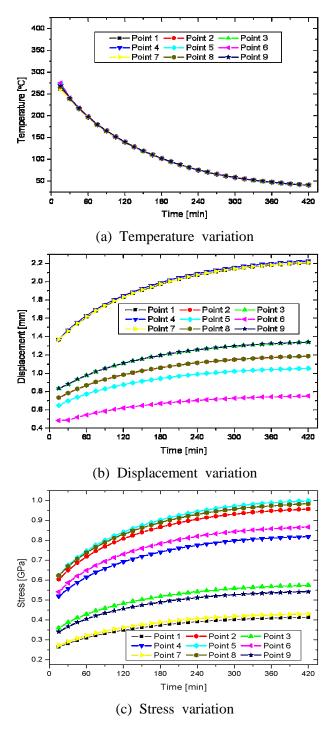


Fig. 26과 Fig. 27은 금형주조장치의 예열온도를 200℃로 설정하였을 때, 타이어 몰드 내부의 측정지점별로 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 15분까지 그리고 15분 이후부터 주조된 몰드를 탈착하여 약 7시간까지 몰드의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 각각 정리하여 나타낸 그래프이다.

온도분포 해석 결과를 살펴보면, Fig. 26(a)에서 보는 바와 같이, 용탕 주입 후약 15분까지 주조장치 내부에서 냉각이 진행되는 몰드는 대략 300℃까지 냉각이 이루어지는 것을 확인할 수 있고, 6번 측정지점의 온도가 다른 측정지점에비해 느린 냉각을 보이고 있다. 또한, Fig. 27(a)에 나타낸 것처럼, 주조장치에서탈착된 후 주조 완료 시점인 50℃까지 도달하는 시간을 살펴보면 약 6시간 15분 정도 소요가 되는 것을 확인할 수 있다.

변위분포 해석 결과에서는, Fig. 26(b)에서 15분 동안의 변위는 측정지점별로 차이는 있지만, 6번 측정지점에서 15분 후에 약 0.375mm의 변위가 형성되었고, 4번과 5번 지점에서 다음으로 변위가 크게 형성하는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 27(b)에 나타낸 바와 같이, 탈착 후 약 7시간 동안의 변위형성 패턴을 살펴보면 예열온도가 80℃인 경우와 150℃인 경우의 해석 결과와 측정지점별 발생되는 변위 패턴은 거의 유사하게 형성되는 것을 볼 수 있다.

응력분포 해석 결과는, Fig. 26(c)에서 보는 것처럼 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 약 15분 동안 주조되는 과정에서 트레드 부분의 중앙부분인 5번 측정지점에서 약 0.65GPa의 응력이 발생하면서 가장 큰 응력이 형성되는 것을 볼 수있고, 다음으로 2번과 5번 측정지점에서 거의 동일한 응력이 형성되는 것을 볼수 있다. 주조장치로부터 15분 이후 탈착된 타이어 몰드의 응력발생 현상은 Fig. 27(c)에서 보는 바와 같이 상온상태에서 약 7시간 정도 냉각이 진행되면서 15분 동안 형성된 측정지점별 응력이 5번 측정지점에서 가장 크고 뒤를 이어 2번과 8번 지점의 응력발생이 크며, 4번과 6번 측정지점 그리고 3번과 9번 측정지점에서의 응력형성은 앞의 80℃와 150℃의 해석 결과와 유사한 패턴이다.

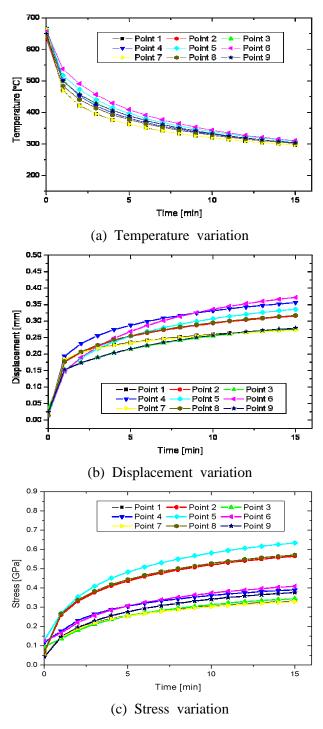


Fig. 26 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated,  $T=200\,^{\circ}\text{C}$ 

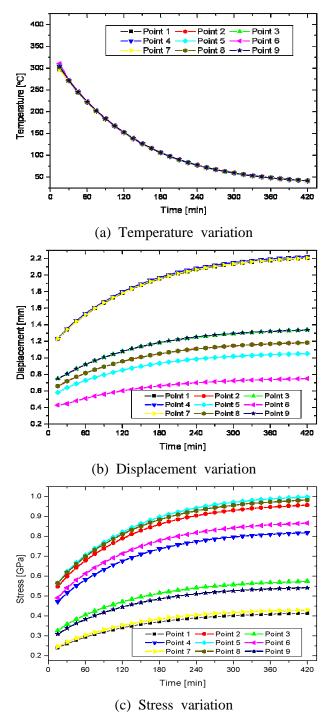


Fig. 27 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of pre-heated,  $T=200\,^{\circ}\text{C}$ 

Fig. 28과 Fig. 29는 금형주조장치의 예열온도를 250℃로 설정하였을 때, 타이어 몰드 내부의 측정지점별로 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 15분까지 그리고 15분 이후부터 주조된 몰드를 탈착하여 약 7시간까지 몰드의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 각각 정리하여 나타낸 그래프이다.

온도분포 해석 결과를 살펴보면, Fig. 28(a)에서 나타낸 것처럼, 용탕 주입 후약 15분까지 주조장치 내부에서 냉각이 진행되는 몰드는 대략 350℃까지 냉각이 진행되고, 이 경우 또한 6번 측정지점의 온도가 다른 측정지점에 비해 느린 냉각을 보이고 있다. 또한, Fig. 29(a)에 나타낸 것처럼, 주조장치에서 탈착된 후약 50℃에 도달하는 시간을 살펴보면 약 6시간 30분 정도 소요됨을 알 수 있다.

변위분포 해석 결과에서는, Fig. 28(b)에서 15분 동안의 변위는 6번 측정지점에서 15분 후에 약 0.35mm의 변위가 형성되었고, 4번과 5번 지점에서 다음으로변위가 크게 형성하는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 29(b)에서 보는 바와 같이, 탈착 후 약 7시간 동안의 변위형성 패턴을 살펴보면 앞의 예열온도 가열조건에서 확인된 해석 결과와 측정지점별 발생되는 변위 패턴은 거의 유사하게 형성되는 것을 볼 수 있다.

응력분포 해석 결과는, Fig. 28(c)에서 보는 것처럼 주조장치 내부에서 약 15분 동안 주조되는 과정에서 트레드 부분의 중앙부분인 5번 측정지점에서 약 0.6GPa의 응력이 발생하면서 가장 큰 응력이 형성되는 것을 볼 수 있고, 다음으로 2번과 5번 측정지점에서 거의 동일한 응력이 형성되는 것을 볼 수 있다. 또한, 주조장치로부터 15분 이후 탈착된 타이어 몰드의 응력발생 현상은 Fig. 29(c)에 나타낸 바와 같이 상온상태에서 약 7시간 정도 냉각이 진행되면서 15분 동안 형성된 측정지점별 응력이 5번 측정지점에서 가장 크고 뒤를 이어 2번과 8번 지점의 응력발생이 크며, 4번과 6번 측정지점 그리고 3번과 9번 측정지점에서의 응력형성 패턴은 앞의 예열온도 조건에 따른 해석 결과와 유사하다.

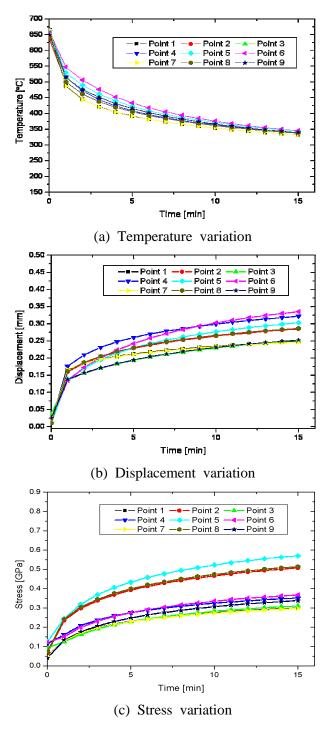
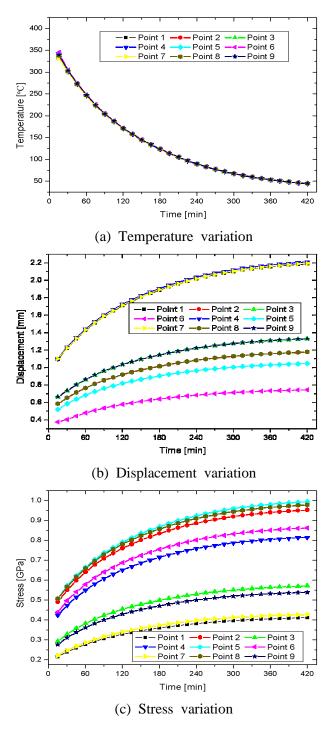


Fig. 28 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of pre-heated,  $T=250\,^{\circ}\text{C}$ 



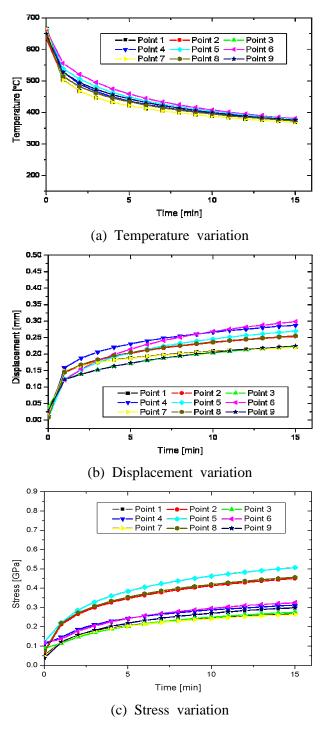
마지막으로, 금형주조장치의 예열온도를 300℃로 설정하였을 때, 타이어 몰드내부의 측정지점별로 용탕 주입 후 주조장치 내부에서 15분까지 그리고 15분이후부터 주조된 몰드를 탈착하여 약 7시간까지 몰드의 트레드 부분에서 발생하는 온도분포, 변위 및 응력분포 계산 결과를 각각 정리하여 Fig. 30과 Fig. 31에 각각 나타내었다.

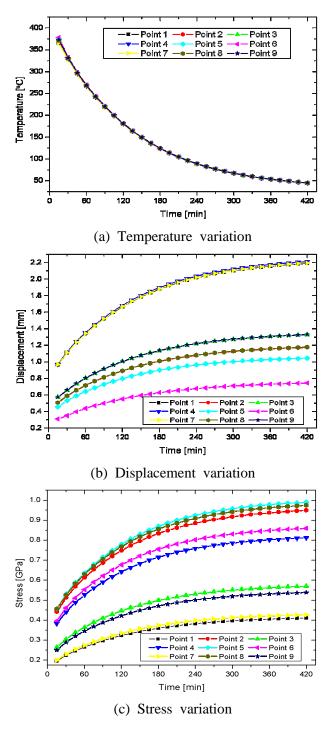
냉각 초기부터 약 15분까지의 온도분포 해석 결과를 살펴보면, Fig. 30(a)에서 보는 바와 같이, 용탕 주입 후 약 15분까지 주조장치 내부에서 냉각이 진행되는 타이어 몰드의 트레드 부분은 대략 380℃까지 냉각이 이루어진다. 이 경우역시 주조된 몰드의 전체 형상에서 중앙부분에 해당하는 6번 측정지점의 온도가 다른 측정지점에 응고초기에 느리게 냉각됨을 볼 수 있으나 15분에 이르러서는 거의 다른 지점과 큰 차이가 없음을 볼 수 있다. 또한, 이렇게 냉각된 타이어 몰드를 주조장치에서 탈착시켜 상온상태에서 약 7시간동안 냉각시킬 경우Fig. 31(a)에서 보는 바와 같이, 주조 완료 시점인 50℃까지 도달하는 시간은 약7시간정도 소요되는 것을 알 수 있다.

변위분포 해석 결과는, Fig. 30(b)에 나타낸 바와 같이 냉각 초기부터 15분 동안의 변위는 6번 측정지점에서 15분이 지난 후 약 0.3mm의 변위가 형성됨을 확인하였고, 4번과 5번, 2번과 8번, 그리고 1번, 7번, 9번 측정지점 순으로 변위가 형성되는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 31(b)에서 보는 바와 같이, 탈착 후 약 7시간 동안의 변위형성 패턴을 살펴보면 앞의 예열온도 가열조건에서 확인된해석 결과와 측정지점별 발생되는 변위 패턴은 거의 유사하게 형성되는 것을 볼 수 있으며, 형성되는 변위 크기에 따른 측정지점은 1, 4, 7번 지점이 가장크게 나타나고 다음으로 3번과 9번 지점, 그 다음으로 2번과 8번 지점 마지막으로 5번 지점과 6번 지점 순으로 나타나고 있음을 볼 수 있다.

또한 응력분포 해석 결과는, Fig. 30(c)에서 보는 것처럼 주조장치 내부에서 약 15분 동안 주조되는 과정에서 트레드 부분의 중앙부분인 5번 측정지점에서 약 0.5GPa의 응력이 발생하면서 가장 큰 응력이 형성되는 것을 볼 수 있고, 다

음으로 2번과 5번 측정지점에서 거의 같은 응력이 형성되는 것을 볼 수 있다. 또한, 주조장치로부터 15분 이후 탈착된 타이어 몰드의 응력발생 현상은 Fig. 31(c)에 나타낸 바와 같이 상온상태에서 약 7시간 정도 냉각이 진행되면서 15분 동안 형성된 측정지점별 응력이 5번 측정지점에서 가장 크고 뒤를 이어 2번과 8번 지점의 응력발생이 크며, 4번과 6번 측정지점 그리고 3번과 9번 측정지점에서의 응력형성 패턴은 앞의 예열온도 조건에 따른 해석 결과와 유사하게나타남을 알 수 있다.





최종적으로 주조장치의 예열온도에 따른 각 조건하에서 냉각시간에 따른 온도분포, 변위 그리고 응력분포 해석 결과를 비교, 분석해 보면, 주조장치의 예열온도가 낮은 80℃의 경우 용탕을 주입한 후 약 15분 동안 주조장치 내부에서 용탕의 냉각온도는 약 220℃였고, 동일조건 하에서 예열온도를 300℃까지 높였을 때 용탕의 냉각온도는 약 380℃로 나타났다. 또한, 주조된 타이어 몰드를 15분 이후 주조장치에서 탈착하여 주조가 완료되는 시점으로 가정한 약 50℃에 도달하는 소요시간을 비교해 본 결과, 예열온도가 80℃인 경우 약 6시간인 반면 예열온도가 300℃인 경우 약 7시간 정도 소요되는 것을 확인할 수 있었다.

특히, 각 예열온도 조건하에서 냉각시간에 따른 변위분포와 응력분포 결과를 비교해 보면, 각각의 예열온도 조건에 있어서 용탕 주입 후 15분이 지난 다음 주조장치 내에서 주조된 몰드를 탈착하여 약 7시간동안 냉각시킬 경우 발생되는 변위와 응력분포 결과는 측정지점별로 거의 유사한 결과값과 패턴이 형성되는 것을 확인할 수 있었다. 반면에, 용탕 주입 후 약 15분 동안 주조장치 내부에서 냉각되는 동안의 경우는 주조장치의 예열온도 조건의 변화에 따라 15분까지의 냉각온도가 다르고, 변위 및 응력분포 해석 결과값도 다소 상이한 결과를 보이고 있었다. 특히, 예열온도가 낮을수록 측정지점별로 발생되는 변위나응력값은 예열온도가 높은 경우의 결과와 비교했을 때 다소 크게 발생되는 것을 확인할 수 있었다.

이러한 예열온도 조건의 변화에 따른 열변형 해석 결과를 토대로, 실제 금형 주조장치내에 예열기를 설치하고 예열온도를 설정할 경우, 제품의 생산시간에 대한 측면만을 고려한다면 주조장치의 예열 설정온도가 낮은 경우 보다 빠른 시간내에 냉각시켜 주조품을 생산할 수 있으나, 이로 인해 발생되는 변위나 응 력분포를 고려할 경우 예열온도를 낮추는 것은 제품의 품질과 정밀도를 저하시 킬 수 있기에 부적절하다고 사료된다. 따라서, 본 절의 연구결과를 토대로 주조 장치의 예열온도를 고려할 경우 약 300℃까지 주조장치를 예열시킨 후 용탕을 주입하고 타이어 몰드를 주조하는 것이 바람직하다고 판단된다. 그러나, 실제 주조공정과 수치해석에서 적용한 해석방법에는 다소 차이가 있다. 수치해석의 경우는 용탕이 주조장치 내부에 완전 주입되고 주조장치 자체의 예열온도가 300℃로 설정되었을 때를 초기 해석조건으로 가정하여 해석을 수행하였으나 실제 주조공정에서는 용탕을 주형내부에 주입하는 과정에서 주조장치가 용탕에서 발생하는 열로 인해 예열되는 경우를 고려해야 한다. 또한, 주조장치 내부에 예열기를 설치하고 300℃까지 예열온도를 적용하는 것은 예열을 위한 시간이 많이 소요되고, 소요되는 전력량 또한 주조공정에 있어 다소 비효율적임을 감안할 때, 실제 주조공정에서 적용할 수 있는 본 연구에서 사용된 주조장치의 예열온도는 약 250℃로 설정하는 것이 효율적이라고 사료된다.

## 4.1.3 용탕 주입방식에 따른 열변형 해석 결과

본 연구에서는 앞 4.1.2절의 금형주조장치의 예열온도 조건에 따른 해석결과를 토대로 주조장치의 최적 예열온도를 250℃로 선정하고, Fig. 9에서 제시한 바와 같이 주조장치에 주입되는 용탕을 기 설계된 주조장치 내에 수직으로 주입하는 경우와 수평으로 놓은 상태에서 주입할 경우 각 경우에 있어서 트레드부분의 측정지점별로 발생되는 온도분포, 변위 그리고 응력분포를 수치해석 방법을 이용하여 계산하고 그 결과를 확인해 보았다.

먼저, Fig. 9(a)에서 나타낸 바와 같이 주조장치 내부에 주조재인 AC7A 용탕을 수직으로 주입하여 주조장치 내부에 채우고 주입이 완료된 시점부터 냉각초기 약 15분까지는 주조장치 내부에서 타이어 몰드를 냉각시키고, 15분이 지난후 주조장치로부터 몰드를 탈착하여 상온상태에서 주조가 완료되는 시점으로 가정한 약 50℃까지 자연냉각 시키는 것으로 하여 수치해석 결과를 Fig. 32와 Fig. 33에 각각 그래프로 나타내어 보았다.

용탕 주입 후 약 15분까지 주조장치 내에서 냉각이 진행되는 과정 동안, 트레드 부분의 각 측정지점에서 온도분포 결과는 Fig. 32(a)에서 보는 바와 같이, 냉각이 시작된 이후 약 15분 후에 측정지점별로 대략 350℃정도 냉각이 진행되는 것을 확인할 수 있었다. 또한, 6번 측정지점에서 다른 측정지점에 비해 냉각초기 온도가 상대적으로 높고 냉각속도가 느리다가 15분에 이르러서는 냉각이 빨라지는 것을 볼 수 있다. 그 다음으로 5번 측정지점의 온도가 6번 지점의 온도변화 현상과 같은 패턴으로 나타나고 다음으로 9번 측정지점 순서로 온도패턴이 형성되는 것을 볼 수 있다. 냉각이 진행된 지 15분 이후, 주조된 타이어몰드를 주조장치로부터 탈착하고 상온상태에서 주조가 완료되는 시점인 50℃에 도달할 때까지의 온도분포 결과를 살펴보면, Fig. 33(a)에 나타낸 바와 같이 약50℃에 이르기까지의 소요시간은 약 6시간 30분정도로 예측되었고, 각 측정지점별 냉각속도나 온도변화 패턴은 거의 동일한 형태로 나타나는 것을 볼 수 있다.

다음은 냉각시간에 따른 변위분포 결과를 살펴보면, Fig. 32(b)에서 보는 바와같이 냉각이 시작된 이후 약 15분 동안 6번 측정지점의 변위가 급격한 증가를보이며 15분에 이르러 약 0.33mm의 최대 변위값을 나타냈다. 그 다음으로 변위형성이 크게 나타나는 측정지점은 4번 지점이며 뒤를 이어 5번 지점 그리고 2번과 8번 지점은 거의 같게 나타나고 1, 3, 5, 7번 순서로 변위 형태가 발생하는 것을 볼 수 있다. 또한, 몰드를 탈착한 후 약 7시간 동안의 변위분포 결과를살펴보면, Fig. 33(b)에서 보는 바와 같이 1, 4, 7번 지점의 변위가 가장 크게 나타나는 것을 볼 수 있으며 3번과 9번 지점 그리고 2번과 8번 지점의 변위는 각각 서로 같게 나타남을 볼 수 있으며, 6번 지점의 변위가 가장 낮은 형태로 진행되는 것을 알 수 있다.

냉각시간에 따른 응력분포 계산 결과를 살펴보면, Fig. 32(c)에 나타낸 냉각초기부터 약 15분까지의 응력분포 결과는 5번 측정지점의 응력형성이 15분동안크게 나타나는 것을 볼 수 있으며, 약 0.57GPa의 값을 갖는다. 그리고, 2번과 8번 지점의 응력분포가 거의 유사한 값을 가지며 6번, 4번, 9번, 3번 그리고 1번과 7번 순서로 응력이 형성되는 것을 볼 수 있다. Fig. 33(c)는 몰드를 주조장치로부터 탈착한 이후 약 7시간 동안 상온상태에서 냉각되는 경우 측정지점별로 형성되는 응력분포 결과를 보여주고 있다. 초기 15분 동안의 응력형성 결과에서 나온 5번 지점에서의 응력이 주조 완료 시점까지 가장 큰 응력값을 갖고 형성되는 것을 볼 수 있으며 냉각 초기 15분 동안의 측정지점별 응력크기 순서는 거의 변함이 없이 응력값의 증감만 발생하는 것을 볼 수 있다.

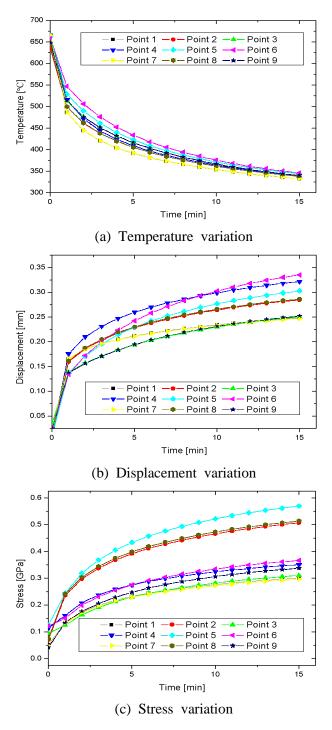


Fig. 32 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of injection at vertical direction

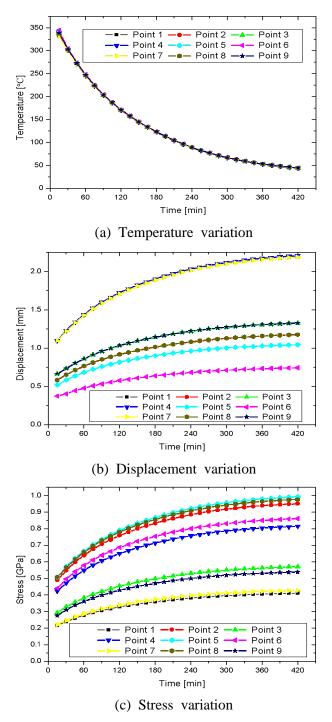


Fig. 33 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of injection at vertical direction

Fig. 34와 Fig. 35는 앞의 Fig. 9(b)에서 나타낸 바와 같이 주조장치 내부에 주조재인 AC7A를 용융시켜 용탕을 수평방향으로 주입하고 주조장치 내부에 용탕이 채워지도록 하여 수직으로 주입한 해석방법과 동일한 조건하에서 수치해석을 수행하고 그 결과를 그래프로 각각 나타낸 것이다.

용탕 주입 완료 후 약 15분 동안 주조장치 내에서 몰드를 냉각시키고 트레드 부분의 9개 측정지점에서 온도분포 결과를 살펴보면, Fig. 34(a)에서 나타낸 바와 같이 냉각이 시작된 이후 약 15분 후 측정지점별로 약 350℃정도 냉각이 진행되는 것을 확인할 수 있으며, 6번 측정지점에서 다른 측정지점에 비해 냉각초기 온도가 상대적으로 높고 냉각속도가 느리다가 15분에 도달해서는 냉각이빨라지는 것을 볼 수 있다. 이는 수직으로 주입하였을 경우 해석한 온도분포결과와 거의 유사한 패턴을 형성하는 것으로 나타났다. 또한, Fig. 35(a)의 냉각이 진행된 지 15분 이후, 주조된 타이어 몰드를 주조장치로 부터 탈착하고 상온상태에서 주조가 완료되는 시점인 50℃에 도달할 때까지의 온도분포 결과를살펴보면, 주조 완료 시점인 50℃에 이르기까지의 약 6시간 30분 정도 소요되는 것으로 나타났고, 각 측정지점별 냉각속도나 온도변화 패턴은 거의 수직으로 주입한 경우와 마찬가지로 동일한 형태를 나타내었다.

냉각시간에 따른 변위분포 결과에서는, Fig. 34(b)에서 보는 바와 같이 냉각이시작된 이후 약 15분 동안 4번 측정지점의 변위가 0.35mm까지 급격한 증가를보이며 최대 변위값을 나타냈다. 그 다음으로 변위 형성이 크게 나타나는 측정지점은 6번과 5번 지점에서 거의 동일한 변위가 형성되고, 1번과 7번 지점에서거의 같은 변위가 형성되며 2번 지점, 다음으로 8번과 9번이 거의 일치함을 나타내고 최소변위는 3번 지점에서 발생하는 것을 볼 수 있다. 이는 앞의 수직방향으로의 주입 시 측정지점별로 발생하는 변위의 크기 및 형성되는 지점에서상이한 결과가 나타나는 것을 알 수 있다. 또한, 15분 이후 주조장치에서 탈착하여 상온상태에서 약 7시간 동안 냉각시킬 때 발생하는 변위분포 결과를 살펴보면, Fig. 35(b)에서 보는 바와 같이 1, 4, 7번 지점의 변위가 가장 크게 나타나

는 것을 볼 수 있고 9번 지점에서 다음으로 변위가 형성되는 것을 볼 수 있으며 3번 지점 그리고 2번과 8번 지점의 변위는 각각 서로 같게 나타남을 볼 수 있으며, 6번 지점의 변위가 가장 낮은 결과를 보이며 형성되는 것을 확인할 수 있다. 이러한 변위분포 형성 결과는 수직방향으로의 주입에서 발생되는 변위분포 결과에서 9번 지점의 변위 차가 두드러지게 차이를 보이고 있고, 측정지점에서 계산된 변위 크기에 대한 순서는 일치하지만 발생되는 변위값의 증감 추세 또한 상당한 차이를 보이고 있다.

또한, 냉각시간에 따른 응력분포 계산 결과는 Fig. 34(c)에서 보는 바와 같이, 냉각초기부터 약 15분까지의 5번 측정지점의 응력형성이 15분 동안 0.57GPa의 값을 가지며 가장 크게 나타나는 것을 볼 수 있으며, 다음으로 2번과 8번 지점의 응력분포가 거의 유사한 값을 가지며 4번, 6번, 1번, 7번 그리고 9번과 3번 순서로 응력이 형성되는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 35(c)에서 보는 바와 같이, 몰드를 주조장치로부터 탈착한 이후 약 7시간 동안 상온상태에서 냉각되는 경우 측정지점별로 형성되는 응력분포 결과는, 초기 15분 동안의 응력형성 결과에서 나온 5번 지점에서의 응력이 주조 완료 시점까지 가장 큰 응력값을 갖고 형성되는 것을 볼 수 있으며 냉각 초기 15분 동안의 측정지점별 응력크기 순서는 최소 응력값을 갖는 1번과 7번 그리고 3번과 9번 지점의 응력값 크기 순서가 서로 바뀌는 현상을 볼 수 있고 나머지 측정지점의 응력발생 순서는 변함이없이 응력값의 증감만 발생하는 것을 볼 수 있다.

용탕의 주입방식에 따른 각 측정지점별 열변형 해석 결과를 검토해 보면, 두경우에 있어서 냉각시간에 따른 온도분포 결과는 거의 유사한 냉각패턴과 온도 값을 가지는 것으로 나타났다. 그러나, 두 경우에 있어 변위 및 응력분포 해석결과는 주조된 몰드 내부의 동일한 측정지점에서 계산을 수행하였으나 수직으로 주입한 경우에서의 측정지점별 결과와 수평으로 주입한 경우에서의 측정지점별 결과는 발생되는 순서 및 크기 그리고 패턴에서 상이한 결과가 나타나는 것으로 확인되었다. 이러한 용탕 주입방식에 따른 타이어 몰드 내부 특히 트레

드 부분에서의 변위와 응력분포 계산 결과를 비교, 분석해 보면 변위의 큰 발생 형태는 중앙부분인 4, 5, 6번 지점을 중심으로 큰 변위가 형성되고 응력의경우는 2, 5, 8번 지점을 중심으로 크게 나타나는 것을 볼 수 있으며, 그 외의측정지점에서 발생되는 변위 및 응력결과는 측정지점별로 대칭성을 갖고 있는 것을 볼 수 있다. 즉, 1번과 7번, 3번과 9번이 수직으로 주입된 경우와 수평으로 주입된 경우, 열전도 및 대류 발생 형태가 기 설계된 주조장치 상부와 하부의 형상, 개방되어 있는 용탕주입구에 작용하는 압력, 그리고 코어 표면 및 용탕 여유부에 의해 복합적인 영향을 받기 때문에 변위 및 응력발생 지점이 주입방식에 따라 다르게 나타나는 것으로 사료된다. 특히 주조된 몰드를 탈착 후상온상태에서 냉각시켰을 때 몰드에 부착되어 있는 코어는 트레드 영역에 단열재로서의 역할을 하게 되는 요소이고, 수직으로 놓았을 경우와 수평으로 놓았을 경우 몰드 내부의 열전달이 이루어지는 현상은 서로 다르기 때문에 각 경우에 있어서 변위 및 응력계산 결과는 다소 상이하게 나타나는 것으로 보인다.

결국, 두 가지 경우의 주입방식에 있어서 측정지점별로 발생되는 변위 및 응력계산 결과값과 형성 패턴을 고려하여 보았을 때, 금형주조장치를 이용하여 제품을 주조할 경우 보다 더 효과적인 주조공정 방법은 용탕을 주조장치 내부에 수직으로 주입 완료하고 약 15분 동안은 주조장치 내부에서 수직으로 주조장치를 세워놓고 용탕을 냉각시키고, 15분 이후 주조장치로부터 주조된 몰드를 탈착하여 수평으로 놓고 상온상태에서 냉각시키는 것이 주조된 몰드의 트레드부분에 열변형을 줄일 수 있는 방법의 하나라고 사료된다.

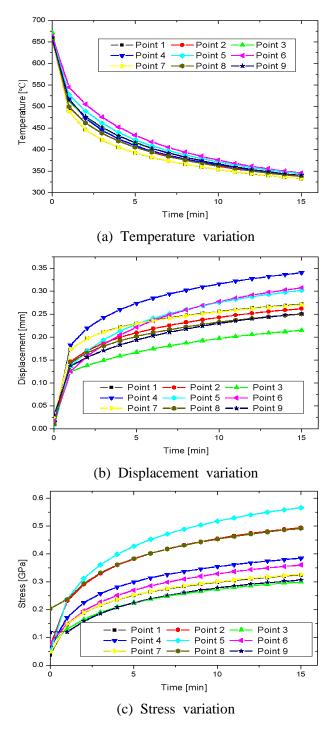


Fig. 34 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 0 to 15 minutes, in case of injection at horizontal direction

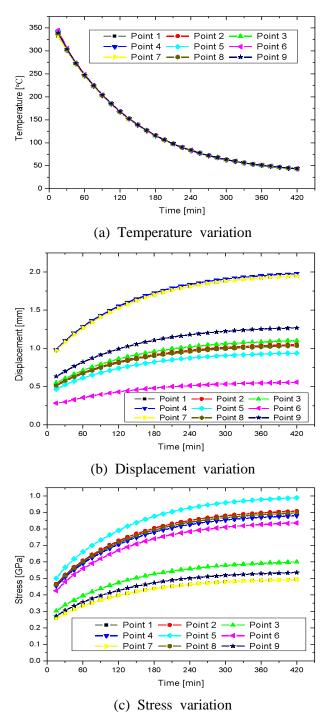


Fig. 35 Thermal deformation at the measurement points during the cooling time from 15 to 420 minutes, in case of injection at horizontal direction

# 4.2 온도측정 실험 결과

### 4.2.1 트레드 부에서의 온도측정 결과

본 연구에서 온도측정 실험은 수치해석에 의해 계산된 타이어 몰드 내부의 냉각시간에 따른 온도분포 결과를 비교, 검증해 보고 수치해석 결과의 신뢰성을 확보하기 위해 앞 절의 수치해석 결과에서 선정한 주조장치 예열온도, 용탕주입방식 및 탈착 후 냉각방식을 실제 설계된 주조장치를 제작, 적용하여 초기용탕 주입부터 주조 완료 시점으로 선정한 몰드 내부의 온도가 약 50℃로 될때 까지 열전대를 이용하여 온도측정 실험을 수행하였다.

Fig. 12에서 제시한 바와 같이, 온도측정 실험에 있어서는 먼저 수치해석에서 수행한 트레드 부의 9개 측정지점과 동일한 지점에서 K-type 열전대를 통해 온도를 측정하여 그 결과를 확인해 보았다.

Fig. 36은 주조장치 내부에 용탕이 수직으로 주입되기 시작하여 약 15분까지 주조장치 내부에서 용탕을 냉각시키고 15분 후에 주조된 몰드를 주조장치에서 탈착시켜 상온상태에서 몰드 내 트레드 부분의 온도가 약 50℃까지 냉각되는 과정에서 각 측정지점별로 발생하는 온도분포 결과를 그래프로 나타낸 것이다. Fig. 36(a)는 용탕 주입 초기부터 냉각이 완료되는 약 50℃까지의 측정지점에서 측정된 온도분포 결과를 전체적으로 나타낸 그래프로서, 680℃로 과가열시킨용탕은 탕도를 통해 주조장치에 수직으로 주입되면서 주조장치의 하단부인 1, 4, 7번 지점에서 부터 상부인 3, 6, 9번 지점쪽으로 용탕이 차오르게 된다. 이과정에서 과가열된 AC7A 용탕의 온도는 열 손실을 갖게 되며 이로 인해 초기온도측정 시작지점은 약 640℃에서부터 시작된 것을 볼 수 있다. 또한, 용탕 주입 후 약 15 ~20분 동안에서 측정지점별로 냉각시간에 따른 온도분포는 급격하게 감소하는 결과를 볼 수 있고, 이를 구체적으로 확인해 보기 위해 Fig. 36(b)에 냉각 초기부터 약 15분 동안 주조장치 내부에서 주조되는 몰드의 온도분포결과를 나타내어 보았다. 먼저, 측정지점별로 냉각 시간에 따라 다소 상이한 차이를 보이며 냉각이 진행되는 것을 확인할 수 있다. 앞의 수치해석을 이용한

온도분포 계산 결과에서도 나타난 바와 같이, 6번 측정지점의 온도가 가장 늦게 냉각되는 것을 확인할 수 있는데, 실험을 통한 온도측정 결과에서도 6번 측정지점이 가장 늦게 냉각되는 것을 확인할 수 있었다. 그러나, 냉각초기부터 약5분 동안의 냉각패턴이 수치해석을 통해 해석된 결과와 다소 상이하게 나타나는 것을 볼 수 있다. 수치해석을 이용한 온도분포 결과에서는 몰드 내에서 냉각 초기부터 급격하게 온도분포가 감소하는 경향을 볼 수 있었지만, 실험을 통한 온도측정 결과에서는 이와는 각 측정지점별로 약 2 ~ 3분 동안 거의 일정한온도분포를 형성하다가 이후 냉각온도가 감소하는 현상을 볼 수 있다. 수치해석 결과와 실험결과 모두 측정지점별로 발생하는 냉각패턴은 거의 일치하지만실험결과에서 냉각초기 일정시간 온도분포가 일정하게 유지되는 이유는, 주조재인 AC7A가 약 680℃로 과가열된 후, 주조장치 내부에 주입되어 완전 충진되면서 용융상태로 존재하였던 용탕이 고상화되는 상변화 과정이 발생하기 때문이다. 이는 Fig. 37에서 제시한 5% 마그네슘이 혼합된 알루미늄 합금, 즉 본 연구에서 주조재로 선정되어 사용된 AC7A와 거의 유사한 성질을 가지는 열분석 곡선을 통해 온도측정 실험 결과에서 발생한 온도분포 결과를 설명할 수 있다.

열분석곡선은 용융상태의 액상금속이 완전히 응고될 때가지의 시간에 따른 온도변화를 측정한 곡선으로, 이 곡선을 이용하여 합금의 응고과정이나 금속상호간의 용해도를 알 수 있으며, 현미경에 의한 금속조직의 관찰이나 열팽창, 비열, 전기저항, X선에 의한 격자정수의 측정 등과 함께 상태도를 작성하는 데이용하고 있다. Fig. 37에서 보는 바와 같이, 고순도 알루미늄에 약 700℃로 열을 가하면 A지점에서 액체상태로 존재하게 된다. 그 후, 용융된 알루미늄을 상온에서 냉각시키면 약 660℃까지 온도는 일정하게 감소하다가 B지점에 이르러응고가 시작하게 되고, 이때부터 용융잠열의 방출로 인해 냉각이 지연되는데고순도 금속의 경우 온도는 B-C점을 따라 일정한 온도를 유지하게 되며 액상금속의 응고가 완전히 진행된 후에 C-G점으로 온도는 감소하게 된다. 그러나합금의 경우에는 이 냉각곡선의 형태가 다소 다르게 나타난다. 고순도의 알루

미늄에 5%의 마그네슘을 첨가한 알루미늄 합금의 경우는 응고가 시작되는 지 점이 고순도 알루미늄의 응고온도보다 낮은 온도, 즉 D점에서부터 시작된다. 그리고 합금의 응고는 일정한 응고구역에 걸쳐 완성되는데 이 응고구역의 간격 은 함금첨가 원소에 영향을 받는다. 따라서, AC7A의 과가열온도가 680℃이고 주조장치 내에 주입되는 액체상태의 용탕이 충진되면서 액상온도가 약 630℃에 도달하는 D점에서 상변화가 시작되고 이 과정에서 용융잠열의 방출과 함께 E 점과 F점을 지나 G점인 약 580℃에서 응고가 완료되고 G점 이후부터 일정한 온도 감소 현상을 볼 수 있다. 이러한 알루미늄 합금의 열분석곡선을 통해 실 험결과에서 냉각초기 발생하는 수치해석 결과와 다른 결과가 나타나는 것을 설 명할 수 있으며, 본 연구에서 수치해석의 경우는 용탕이 완전 주입된 후 응고 가 완료된 후 고체상태의 몰드를 전제조건으로 가정하여 해석을 수행하고 고상 화된 주조재의 물성치를 이용하여 해석을 진행하였기 때문에 고-액 상변화 과 정에 대한 부분은 고려되지 않았다. 만약, 상변화 과정에 대한 수치해석으로의 적용과 해석은 본 연구에서 사용한 열-구조해석 상용코드에서는 다소 해석에 있어 어려움이 있으리라 판단되나 향후 수치해석에 있어 실험결과 데이터를 기 초로 냉각초기 온도보정과 같은 방법을 이용하거나 잠열 발생에 대해 해석 가 능한 프로그래밍을 통해 근접한 결과를 유도해 낼 수 있으리라 본다.

Fig. 36(c)는 주조장치 내에서 주조된 몰드를 15분 이후 주조장치로부터 탈착하여 약 50℃까지 냉각이 진행되는 동안의 각 측정지점별 온도분포 결과를 그래프로 나타낸 것이다. 앞의 액-고상의 상변화에 따른 잠열의 방출로 인해 수치해석 결과에서 제시한 온도보다는 탈착 후 직전온도가 수치해석 결과보다는 높게 나타났지만, 측정지점별로 냉각되는 온도패턴은 수치해석 결과와 거의 일치하는 것을 확인할 수 있었고, 주조 완료 시점인 50℃에 도달하는 시간도 약 6시간 40분 정도 소요되는 것을 알 수 있다. 수치해석의 경우 약 6시간 30분 소요되는 결과와 비교했을 때 실험결과에서의 상변화 과정에 따른 소요시간을 고려한다면, 수치해석 결과와 큰 차이가 없다고 볼 수 있다.

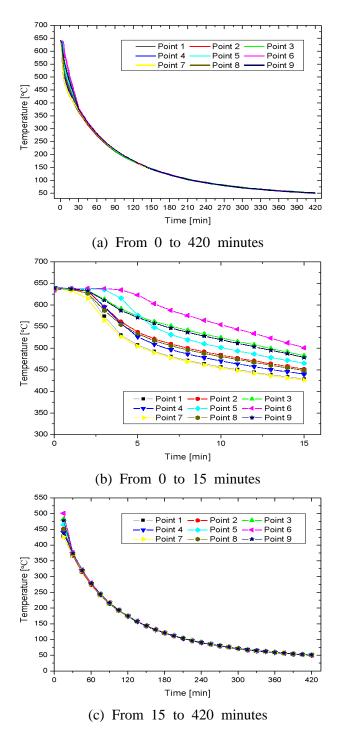


Fig. 36 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time

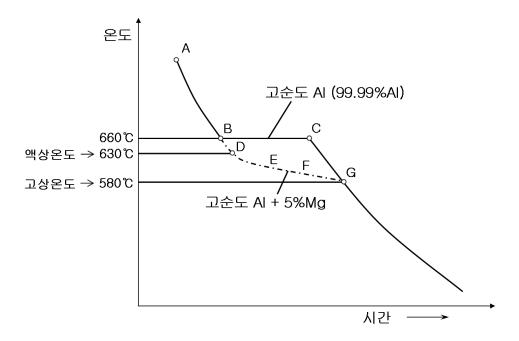


Fig. 37 Thermal curve interpretation of pure Al and Al-5%Mg alloy

그리고, Fig. 38과 Fig. 39는 Fig. 36(b)와 Fig. 36(c)에서 나타난 온도측정 결과를 1, 4, 7번 지점, 2, 5, 8번 지점 그리고 3, 6, 9번 지점으로 나누어 주조장치내에서 15분 동안 냉각이 진행되는 경우와 주조장치에서 탈착한 후 주조 완료시점까지 냉각이 진행되는 동안 발생하는 온도측정 결과를 구간별로 나누어 각각 나타낸 것이다.

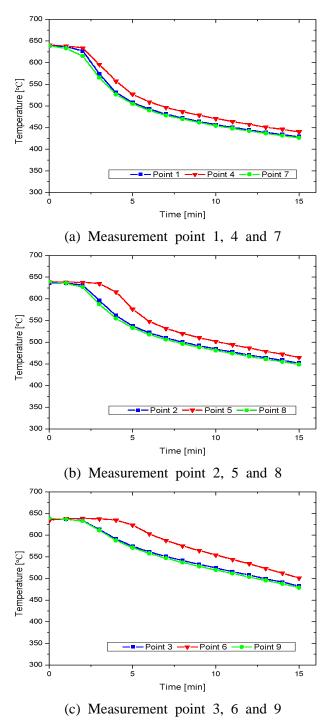


Fig. 38 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time from 0 to 15 minutes

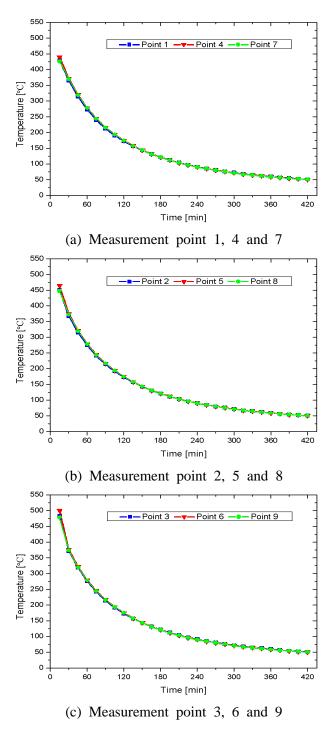


Fig. 39 Temperature variation at the measurement points in tread part during the cooling time from 15 to 420 minutes

## 4.2.2 사이드 부에서의 온도측정 결과

본 절에서는 Fig. 12에서 제시한 바와 같이, 타이어 몰드의 트레드 부분의 사이드면에 해당하는 10번부터 15번 지점에서 주입된 용탕이 냉각되는 과정에서 발생하는 온도분포를 K-type 열전대를 이용하여 측정하고 그 결과를 확인해 보았다.

Fig. 40은 용탕이 수직으로 주입되기 시작하여 약 15분 동안과 15분 후에 주 조된 몰드를 주조장치에서 탈착시켜 상온상태에서 냉각시킬 때 트레드 부분의 사이드면에서 각 측정지점별로 발생하는 온도분포 결과를 나타낸 것이다. Fig. 40(a)는 용탕 주입 초기부터 약 7시간 동안 몰드 사이드부에서 발생하는 온도 분포 결과를 전체적으로 나타낸 그래프로서, 하단부인 1, 4, 7번 지점에서 부터 상부인 3, 6, 9번 지점쪽으로 용탕이 차오르게 되는 과정에서 1, 4, 7번의 아래 부분에 10, 11, 12번 지점이 위치해 있고, 3, 6, 9번 지점의 위에 13, 14, 15번의 측정지점이 위치해 있다. 사이드 부에서의 온도분포 패턴 또한 주입과정에서 과가열된 AC7A 용탕은 열 손실을 갖게 되며 이로 인해 초기 온도측정 시작지 점은 약 640℃에서부터 시작된 것을 볼 수 있다. 또한, 용탕 주입 후 약 15 ~20 분 동안에서 측정지점별로 냉각시간에 따른 온도분포는 급격하게 감소하는 결 과를 볼 수 있고, 이를 구체적으로 확인해 보기 위해 Fig. 40(b)에 냉각 초기부 터 약 15분 동안 측정지점별로 발생하는 온도분포 결과를 나타내어 보았다. 먼 저, 수직방향으로 용탕이 주입되면서 최초 용탕이 주조장치 내에 채워지는 부 분은 10, 11, 12번 지점이 되고, 13, 14, 15번 지점에 가장 늦게 용탕이 채워진 다. 이에 따라 10 ~ 12번 지점의 온도는 탕도를 통해 먼저 주조장치와 맞닿으 면서 약 2분 이내에 급격한 상변화 과정이 진행되고 5분 이내에 약 500℃까지 냉각이 급격하게 이루어지고 이후 점차 주입되어 채워지는 용탕으로 인해 급격 한 냉각패턴은 상대적으로 서서히 감소한다. 그러나, 13, 14, 15번 지점의 경우 는 용탕이 주조장치내에 가장 늦게 도달하는 부분이고 13 ~ 15번 지점의 윗 부 분은 용탕이 주입되는 주입구가 있으며 용탕의 여유부가 있기 때문에 10 ~ 12

번 지점보다는 냉각속도 및 냉각 패턴이 상이한 결과를 나타내고 있다. 특히, 14번 측정지점의 온도는 다른 측정지점에 비해 서서히 냉각이 진행되고 있는데 이는 주조장치 표면과 맞닿는 부분에서 냉각속도가 빠른 반면 상부 용탕 주입 구에 가깝고 중앙부에 위치해 있기 때문에 상대적으로 더딘 냉각속도를 보이는 것으로 보인다. 그러나, 주조장치 내에서 15분 이후 주조된 몰드를 탈착하여 상 온상태에서 냉각시켰을 때의 온도측정 결과를 살펴보면, Fig. 40(c)에서 보는 바와 같이 약 7시간 이내에 주조 완료 시점인 50℃까지 냉각되는 것을 볼 수 있으며 트레드 부에서 측정한 온도분포 결과와도 거의 일치함을 볼 수 있다. 또한, Fig. 41과 Fig. 42는 Fig. 40(b)와 Fig. 40(c)에서 나타난 온도측정 결과를 10, 11, 12번 지점과 13, 14, 15번 지점으로 나누어 주조장치 내에서 15분 동안 냉각이 진행되는 경우와 주조장치에서 탈착한 후 주조 완료 시점까지 냉각이 진행되는 동안 발생하는 온도측정 결과를 구간별로 나누어 각각 나타내어 보았다.

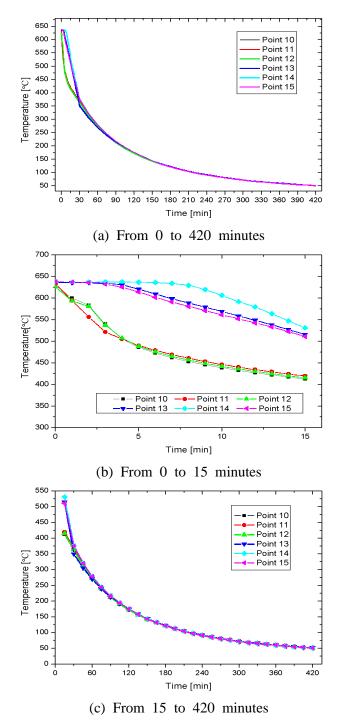
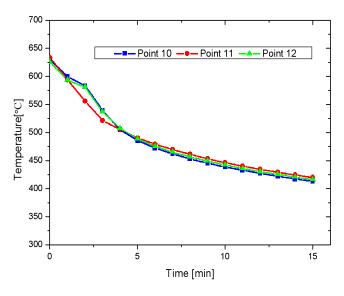
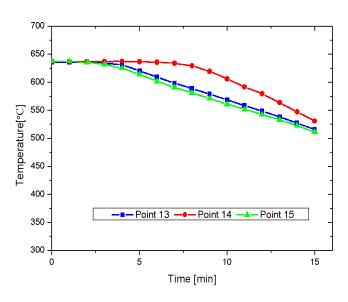


Fig. 40 Temperature variation at the measurement points in side part during the cooling time

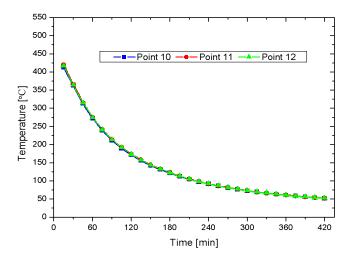


(a) Measurement point 10, 11 and 12

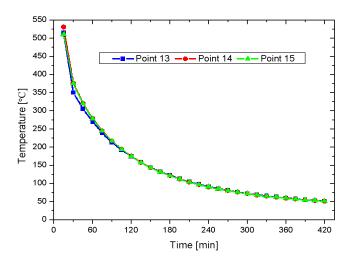


(b) Measurement point 13, 14 and 15

Fig. 41 Temperature variation at the measurement points in side part during the cooling time from 0 to 15 minutes



(a) Measurement point 10, 11 and 12



(b) Measurement point 13, 14 and 15

Fig. 42 Temperature variation at the measurement points in side part during the cooling time from 15 to 420 minutes

# 제 5 장 결 론

본 연구에서는 자동차 타이어용 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 주조에 있어 금형주조 방식을 적용하고 타이어 몰드의 냉각과정 동안 몰드의 내부에서 발생하는 온도분포, 변위 그리고 응력분포를 수치해석적 방법으로 예측해 보았다. 또한 몰드 주조과정에서 내부에 발생하는 온도분포를 실험을 통해 측정하고 수 치해석에 의해 계산된 온도분포 결과와 비교하여 수치해석을 이용한 열변형 해석 방법에 대한 신뢰성을 검증하고 타이어 몰드의 열변형을 제어할 수 있는 방법들을 제시하고자 하였으며 본 연구를 통해 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1. 타이어 몰드 주조를 위해 일반적으로 사용되고 있는 사형주조 방식과 본 연구에서 도입하여 적용하고자 하는 금형주조 방식에 있어서 수치해석을 이용하여 몰드의 냉각에 따른 온도분포, 변위 그리고 응력분포를 계산해 본 결과 금형주조를 이용하여 주조할 경우 몰드의 최종 냉각시간은 단축되었으나 트레드부에서의 변위 및 응력분포는 사형주조의 경우보다는 크게 나타났다.
- 2. 금형주조장치 내에서 주조되는 몰드의 열변형을 감소시키기 위한 방법으로 주조장치 내에 용탕을 주입하는 방식을 수직방향과 수평방향으로 나누어 수치해석해 본 결과 수직으로 용탕을 주입한 후 약 15분 동안은 주조장치 내부에서 몰드를 냉각시키고 15분 후 주조된 몰드를 주조장치에서 탈착하여 수평으로 놓고 상온상태에서 냉각시킬 경우 몰드 내부에서 발생되는 변위 및 응력을 효과적으로 감소시킬 수 있다.

3. 수치해석에 의한 결과를 토대로 금형주조장치를 사용하여 주조장치의 예열 온도를 약 250℃로 설정하고 용탕 주입방식은 수직방향으로 주조장치 내부에 용탕이 채워지는 것을 선정하여 실제 주조장치 내부에서 용탕의 냉각시간에 따 른 온도분포 결과를 측정해 본 결과 용탕이 주입되기 시작하여 약 3분 이내에 용탕의 상변화에 따른 잠열의 발생으로 인해 수치해석 결과와 냉각패턴이 다소 차이가 있었지만 그 후 측정지점별로 발생하는 온도결과와 냉각패턴은 거의 일 치하는 것으로 나타났다.

4. 수치해석을 통해 계산된 온도분포 결과와 실험을 통해 측정된 온도분포 결과가 거의 일치하는 것은 수치해석에 의해 계산된 몰드의 변위 및 응력분포 결과에 대한 신뢰성을 확보할 수 있게 되고 수치해석에 의해 계산된 결과를 토대로 제품의 예비성능평가를 실시할 수 있게 됨으로써 향후 관련 산업체에서 기초연구자료로 활용가치가 있다고 사료된다.

# 참고 문 헌

- 1. J. P. Hong, Foundry, Vol. 5, pp. 5, 1995.
- 2. E. Niyama, "Calculation of Solidification Rate of Shape Castings by the Flux-Boundary Method", IMONO(J. Japanese Foundry Engr. Society), Vol. 49, pp. 26-31, 1977.
- 3. H. D. Brody, and R. A. Stoehr, "Computer Simulation of Heat Flow in Casting", J. Metals, Vol. 32, pp. 20-27, 1980.
- 4. C. W. Hirt, and B. D. Nichols, "Volume of Fluid(VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries", J. of Computational Physics Vol. 39, pp. 201-225, 1981.
- 5. S. B. Kim and C. P. Hong, Proc. of 60th World Foundry Congress, Hague, Netherlands paper, pp. 17, 1993.
- 6. J. K. Choi, and C. P. Hong: Cast Metals, 4, pp. 226, 1992.
- 7. S. Kang: Optimum Design of Casting Processes Using an Inverse methodology, Ph. D. Thesis, Cornel University, New york, USA, 1994.
- 8. S. Kang, C. A. Heiber and K. K. Wang: Optimum Design of process Conditions to Minimize Residual Stresses in Injection-Molded Parts, ANTEC Technical Papers, pp. 991, 1995.

- 9. S. Kang, and N. Zabaras, Control of the Freezing Interface Motion in Two-Dimensional Solidification Processes Using the Adjoint Method, International J. Numerical Methods in Engineering, Vol. pp. 63, 1995.
- 10. L. D. J. Sully: The Thermal Interfaces Between Casting and Chill Molds, AFS Transactions, Vol. 84, pp. 735, 1976.
- 11. J. H. Weiner and B. A. Boley, "Elasto-Plastic Thermal Stresses in a Solidifying Body", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 11, pp. 145~154, 1963.
- 12. O. Richmond and R. H. Tien "Thermal stress and Air-gap Formation During the Early Stages of Solidification in a Rectangular Mold", Journal of Mechanics, Vol. 49, pp. 481~486, 1971.
- 13. H. P. Wang and E. M. Perry, "An interactive parametric analysis tool for thin-walled investment casting," modeling of casting, Welding and advanced solidification procsss V, ed. by M. Rappaz, M. R. Ozgu and K. W. Mahin, TMS, pp. 595-602, 1991.
- 14. Van Tol, R., Vvan den Akker, H. E. A., and Katgerman, L., "CFD study of the mould filling of a horizontal thin wall aluminum casting," HTD-Vol. 284 / AMD-Vol. 182, Transport Phenomena in Solidification, ASME, 1994.
- 15. 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.

- 16. J. H. Perepezko and S.E. Lebean, "Aluminum Transformation Technology and Application", J. of ASM, 1981.
- 17. Sully, "The Thermal Interfaces Between Casting and Chill Molds", AFS Transactions, Vol. 84, pp. 735, 1976.
- 18. S. D. Moon and 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.
- 19. S. C. Son, "Thermal Stress Analysis of Coated Materials Using the Finite Element Method, Master Thesis, Ulsan University, 1994.
- 20. G. H. Geiger and D. R. Poirier, "Transport Phenonena in Metallurgy", 1991.
- 21. Information provided by The Aluminum Association, Inc. from Aluminum Standards and Data, 2000 & International Alloy Designations and Chemical Composition Limits for Wrought Aluminum and Wrought Aluminum Alloys, 2001.
- 22. Howard E. Boyer and Timothy L. Gall, Eds., American Society for Metals, Materials Park, OH, 1985.
- 23. E. M. Winkler, Stone in Architecture, Properties, Durability, Third Edition, Springer-Verlag, Berlin, 1994.
- 24. E. M. Winkler, Stone, Properties, Durability in Man's Environment, Second Edition, Springer-Verlag, New York, 1975.

- 25. B. Michael, ASM Engineered Materials Reference Book, Second Edition, Ed. ASM International, Materials Park, OH, 1994.
- 26. Metals Handbook, Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, ASM International 10th Ed. Vol. 1, 1990.
- 27. D. Peckner and I. M. Bernstein, Handbook of Stainless Steels, McGraw-Hill Book Company, New York, NY, 1977.
- 28. J. A. Spittle, G. W. Dellamore and R. W. Smith, The Solidification of Metals, The Iron and Steel Inst., 1968.
- 29. Y. K. Oh, H. D. Yang and Y. B. Kim, "A Numerical Study on Thermal Strain Control of Aluminum Alloy Mold for Tire Manufacturing", Key Engineering Materials, Vol. 324-325, pp. 1087-1090, 2006.
- 30. Y. K. Oh, Y. B. Kim, H. D. Yang, K. U. Park and D. P. Seo, "Finite Element Analysis on Thermal Strain of AC7A Tire Mold in Sand Castings", Proc. KSME, pp. 1830-1835, 2006.
- 31. Y. K. Oh, H. D. Yang and H. S. Yoon, "A Study on Thermal Deformation Characteristics for Improved Manufacturing Process of Aluminum Allou Mold Products", Asian Foundry Congress 2007, pp. 37, 2007.

#### 감사의 글

적지만 않을 반평생을 살아오면서 항상 생각하는 게 있다면 바로 부모님의 은혜와 사랑인 것 같습니다. 오늘 이 논문이 완성되기 까지 음으로 양으로 걱정해주시고 용기를 북돋아 주신 아버님, 어머님께 이 영광을 바칩니다.

세상을 알기 시작하는 20대 초반에 스승과 제자의 연으로 만나 20여 년간 학문의 길을 열어주시고 삶의 이정표가 되어주신 오율권 지도교수님께 가슴속 깊이 감사의 말씀을 드립니다.

석사학위 때부터 각별한 정과 사랑으로 이 논문이 완성 될 때 까지 지도를 해 주신 명지대학교 차경옥교수님께 고맙다는 인사를 드립니다. 또한 논문을 심사하는 과정에서도 부족한 지식으로 인한 시행착오나 학문적 오류를 날카롭게 지적해 주셨던 김진흥교수님과 정낙규교수님 그리고 경희대학교 김상녕교수님께 머리 숙여 감사의 말씀을 드립니다.

바쁜 와중에서도 이 논문이 완성될 때까지 실험 및 논문 정리에 힘써준 열공학실 험실 양호동박사와 희성, 영선 후배님들께 충심으로 고맙다는 말을 전합니다.

항상 물심양면으로 묵묵히 성원해 주신 장모님과 장인어르신께 감사의 말씀을 드리며 누나와 매형 그리고 미지네, 근영이네, 대전 처남과 영주네에게도 감사의 말을 전하며 항상 가정에 행복이 충만하길 바랍니다.

또한 어려운 환경 속에서도 항상 같이 의지하며 격려를 아끼지 않으신 한영대학 김향우교수님, 이경백교수님, 신광수교수님께 감사드립니다.

부족한 남편을 위하여 헌신적으로 내조를 아끼지 않으며 인내해준 아내 오정화와 사랑스런 우리 쌍둥이 민성, 민정과 함께 이 영광을 나누고자 합니다.

마지막으로 그동안 많은 도움과 격려를 주신 모든 분들께 이 자리를 빌어 진심으로 감사의 말씀을 드리며 일일이 명시하지 못한 점 널리 양해 바랍니다.

 2008년
 1월

 박
 근
 욱

#### 저작물 이용 허락서 한 정밀기계공학과 학 번 과 정 과 10141110 박사 (한글) 박 근 욱 (한문) 朴 根 旭 (영문) Park, Keun-Uk 성 전남 여수시 문수동 부영9차APT 909-805 주 연락처 E-mail: kupark44 @ hanmail.net (한글) 알루미늄 캐스팅 타이어 몰드의 열변형 해석에 관한 여구 논문제목 (영문) A Study on Thermal Deformation Analysis of Aluminum Casting Tire Mold

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 편집과 형식상의 변경을 허락함. 다만, 저작물의 내용변경은 금지함.
- 3. 배포·전송된 저작물의 영리적 목적을 위한 복제, 저장, 전송 등은 금지 한
- 4. 저작물에 대한 이용기간은 5년으로 하고, 기간종료 3개월 이내에 별도의 의사 표시가 없을 경우에는 저작물의 이용기간을 계속 연장함.
- 5. 해당 저작물의 저작권을 타인에게 양도하거나 출판을 허락을 하였을 경우에는 1개월 이내에 대학에 이를 통보함.
- 6. 조선대학교는 저작물 이용의 허락 이후 해당 저작물로 인하여 발생하는 타인에 의한 권리 침해에 대하여 일체의 법적 책임을 지지 않음.
- 7. 소속 대학의 협정기관에 저작물의 제공 및 인터넷 등 정보통신망을 이용 한 저작물의 전송·출력을 허락함.

동의여부 : 동의(○) 반대( )

2008년 2월 일

저작자: 박 근 욱(인)

# 조선대학교 총장 귀하