

## 방진고무사출성형의 적정설계

임 광 희<sup>†</sup>

대구대학교 화학공학과  
712-714 경북 경산시 진량읍 내리리 15  
(2010년 4월 21일 접수, 2010년 5월 12일 채택)

## Optimum Design of Rubber Injection Molding Process for the Preparation of Anti-vibration Rubber

Kwang-Hee Lim<sup>†</sup>

Department of Chemical Engineering, Daegu University, 15 Naeriri, Jillyang-eup, Gyeongsan-si, Gyeongbuk 712-714, Korea  
(Received 21 April 2010; accepted 12 May 2010)

### 요 약

K사의 방진고무 사출성형에 있어서 애로사항인 토크로드부시(torque rod bush)의 캐비티 가장자리(edge) 구간에서의 에어트랩(air-trap) 발생 및 다이내믹 댐퍼(dynamic damper)에 있어서 사출시 미성형(short shot) 발생 등의 문제점을 해결하기 위하여, 상용 CAE 프로그램인 MOLDFLOW(Ver. 5.2)를 이용한 전산모사를 수행하여 적정금형설계를 도출하고 적정작업조건을 구축하였다. 그 결과 방진고무 중에서 토크로드부시의 사출성형에서의 에어트랩 발생 등의 공정문제를 최적 캐비티 가장자리 경사각 및 게이트 수를 조절함으로써 캐비티 가장자리에서의 유동선단(flow-front)의 유동정체를 방지하고 유동을 원활하게 하여 해결하였다. 한편 다이내믹 댐퍼의 사출시 충전(filling) 단계에서의 캐비티 비충전으로 인한 미성형 불량은 에어벤트(air-vent) 구를 에어트랩 발생 빈도가 매우 높은 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 만나는 지점에 설치함으로써 미성형 불량을 해결하였다. 또한 게이트 위치를 댐퍼 상단에서 중단으로 변경하거나 게이트 수를 증가시킨 경우에 미성형 불량에 K사의 경우보다 개선되었다.

**Abstract** – The optimum mold design and the optimum process condition were constructed upon executing process simulation of rubber injection molding with the commercial CAE program of MOLDFLOW(Ver. 5.2) in order to solve the process-problems of K company relating to air-traps and short-shots. The former occurs at the cavity edge of torque-rod-bush and the latter takes place for the injection molding of dynamic dampers. As a result the process problem relating to air traps was solved by optimizing edge-angle and the number of gates to prevent the flow congestion of flow-front and to make the flow-front movement unaffected by congestion. For dynamic dampers of K company the unmolded flaw caused by their unfilled cavity was corrected by installing the air-vent at the confronting locations of both upstream and downstream of flow-front where air traps frequently occur. Besides the unmolded flaws were rectified by altering the position of gate from the upper to the middle or by increasing the number of gates. Thus the process problems of K company relating to air-traps and short-shots of torque-rod-bush and dynamic dampers, respectively, were solved by proper altering of mold design with process simulation of rubber injection molding.

**Key words:** Rubber Injection Molding, Process Simulation, Optimum Process Condition, Air Trap, Short-Shot

### 1. 서 론

고무는 탄성을 유지하면서 대변형이 가능하고, 진동을 저감시키는 특성으로 자동차의 엔진마운트용 방진고무 및 토크로드부시(Torque-rod-bush) 같은 방진고무류에 폭넓게 사용되고 있다[1]. 방진고무는 진동충격의 전달방지 또는 완충의 목적으로 사용되는 가교고무로 정의되고 있다[2,3]. 이러한 고무에 대한 고무사출성형은 고무원액에 황을 넣어 배합·가동된 고무재료 또는 천연고무를 사출기의 스크류

에 투입하여 140~170 °C 정도의 금형의 일정한 틀에 주입시켜 가열과 압력 및 가류를 통한 성형 후 금형에서 제품이 취출되는 공정이다. 이때 고무분자 사이에 가교를 행하여 고무에 탄성이 부여되며, 금속과 스웨이징(swaging) 처리한 후 가공된 부시(bush) 류 또는 금속에 제품 속에 인서트(insert) 되어 취출된 다이내믹 댐퍼(dynamic damper) 류와 같이 대개 금속과 접촉상태로 사용된다.

고무를 사출성형할 때는 가교시간에 따른 고무가교도 변화 및 점성의 변화를 고려하여야 하므로 금형 내 캐비티 안에서의 유동해석이 일반수지를 사출성형 할 경우와는 다르다. 따라서 고무사출성형에서 충전단계의 캐비티 비충전으로 인한 미성형(short shot) 또는 가

<sup>†</sup>To whom correspondence should be addressed.  
E-mail: khlim@daegu.ac.kr

교단계의 불완전 가교화로 인한 제품불량이 일어나기가 쉽다. 또한 캐비티 내부로 주입된 고무에 둘러싸여 가스가 배출되지 못하는 현상인 에어트랩(air trap)이 발생하기 쉽다[4]. 이러한 문제점들을 해결하는 성공적인 금형설계에 있어서 여러 캐비티에 동시에 연결된 각 런너의 조합 및 크기와 게이트의 위치선정이 중요한 요소가 되며 에어트랩을 방지하기 위한 에어벤트(air vent)의 위치선정도 중요하다. 또한 가교단계를 거쳐서 생산된 불량 방진고무류는 가교화가 이미 되어서 열에 의한 용해가 되지 않아서 회수 후에도 생산공정에 재투입이 불가능하여 큰 손실이 되므로 생산원가의 상승요인이 되고 있다. 따라서 방진고무류의 불량률을 저감시키기 위하여, 방진고무사출성형의 최적금형설계 및 최적작업조건의 구축이 매우 중요하다.

한편 사출성형에 있어서 금형 내 캐비티 안에서의 유동해석을 위한 CAE 기술을 활용한 수치해석 기법에 대한 연구는 지속적으로 연구되어 왔다[5-8]. 금형 캐비티 모델은 전산모사를 수행하는 데 필요한 수치해석법인 finite element법(FEM), finite difference법(FDM), boundary element법(BEM) 및 finite volume법(FVM) 등에 적용하는 데에 최적화되어야 한다[9]. 대부분의 상용 사출모사 패키지는 Hele-Shaw approximation[10]을 기본으로 하는데, 대부분의 사출부품이 얇은 벽이기 때문에 mid-plane과 두께방향에서 흐름과 열적효과를 분리(decouple)할 수 있기 때문에 소위 2.5 차원 접근이 가능하다[11]. Mid-plane 모델은 2차원인 면에 의한 3차원 형상 구현을 하기 위하여 생성되므로, 수치해석 상의 두께가 mid-plane 메쉬를 구성하는 모든 납작하고 평평한 요소에 주어진다.

본 연구에서는 부시류 및 다이내믹 댐퍼 제작을 위한 K사의 고무사출성형공정을 상용 소프트웨어 패키지인 MOLDFLOW(Ver. 5.2)의 MPI/reactive molding 모듈을 사용하여 모사하고 그 유동해석 결과를 실제 K사의 고무사출성형 결과와 비교하였다. 그러한 결과 비교를 통하여 부시류 및 다이내믹 댐퍼의 적정 금형설계 및 작업조건을 제시하였다.

## 2. 실험

### 2-1. 실험 방법

본 연구의 방법으로는 기술개발하려고 하는 방진고무의 사출성형을 위하여 상용 소프트웨어 패키지인 MOLDFLOW(Ver. 5.2)의 MPI/reactive molding 모듈을 사용하여 부시류 및 다이내믹 댐퍼류의 형태를 갖춘 fusion 모델링을 수행하였다. Table 1 및 2와 같은 barrel 온도, 사출온도(성형온도), 금형온도, 사출시간 및 가황(curing) 시간 등의 주어진 충전 및 가교과정을 포함한 사출성형 공정조건 하에서, MOLDFLOW (Ver. 5.2)의 데이터뱅크로부터 입력되는 금형 캐비티

**Table 1. Process conditions to prepare anti-vibration rubber for torque-rod-bush by injection molding process**

Process condition	Unit	
Mold temperature	160	°C
Melt temperature	85	°C
Injection time	25	sec
curing time	450	sec
Machine pressure limit	21.6(220)	MPa (kg <sub>f</sub> /cm <sup>2</sup> )
Velocity/pressure limit switch-over (packing) comes	by % volume filled at 100%	
Thermoset material	Natural rubber (EDS 13/78 IRHD)	

**Table 2. Process conditions to prepare damper by injection molding process**

Process condition	Unit	
Mold temperature	140	°C
Melt temperature	85	°C
Injection time	25	sec
curing time	330	sec
Machine pressure limit	21.6(220)	MPa (kg <sub>f</sub> /cm <sup>2</sup> )
Velocity/pressure limit switch-over (packing) comes	by % volume filled at 99%	
Thermoset material	Natural rubber (EDS 12/60 IRHD)	

내로 충전되는 충전물의 물성 데이터와 여러 가지의 런너 배치(configuration), 런너의 크기, 게이트 및 에어벤트 구의 위치 선정 등을 가지고 고무사출성형의 전산모사를 수행하였다. 그 결과 부시류 및 다이내믹 댐퍼류의 사출성형을 위한 적정금형설계를 수행하고 고무사출성형 공정의 적정작업조건을 구축하였다.

#### 2-1-1. 모델링

MOLDFLOW(Ver. 5.2)의 MPI/reactive molding 모듈에서 reactive molding 공정모델링은 MPI 열가소성수지 사출성형모델링과 1) 모델 및 메쉬 요구조건이 동일하며, 2) 금형과 수지와의 열전달이 존재하고, 3) 대부분의 수지가 shear thinning 거동을 보이는 점에서 공통점이 있다. 그러나 열경화성수지는 열가소성수지와 다르게 처리해야 하는 특성이 있으므로, 1) 게이트 입구에서 수지용융점은 금형 벽 온도보다 낮으며, 2) 금형 벽으로부터 처음에는 수지로 열전달이 이루어지고, 3) 수지온도가 기준점에 도달하면 가교반응이 시작되고, 4) 가교반응열이 발생하여 수지 온도는 금형 벽 온도를 초과할 수 있으며, 5) 점도는 온도, 전단율(shear rate) 및 가교정도에 대한 함수인 점에서 MPI 열가소성수지 사출성형모델링과 다르다. 본 연구의 금형 충전모델은 일반화된 Hele-Shaw 모델[10]을 활용하고, 수치 해석은 hybrid FEM/FDM법을 기본으로 하였다. FEM법에서의 요소(element)는 일반적으로 사용되는 삼각형 요소 형태의 shell mesh를 사용하였고, 각 요소의 aspect ratio는 1.3~1.5의 범위에서 설정하였다. 이러한 요소분할(meshing) 조건에 맞게 형성한 표면(surface)에 스프루, 런너, 게이트 등을 모델링하였다.

##### 2-1-1-1. 지배방정식

Mid-plane 모델 경우에 MPI/reactive molding 흐름분석에 사용되는 지배방정식은 Chiang *et al.*(12)과 Turng와 Wang(13)의 것과 유사하며 압축성유체의 continuity식을 적용하였다.

##### 2-1-1-1-1. 모멘텀(Momentum)식

Inertia항을 무시하고 thin cavity approximation을 이용한 x 및 y 각 방향의 momentum식은 다음과 같다.

$$0 = \frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{\partial p}{\partial x} \quad (1)$$

$$0 = \frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \frac{\partial p}{\partial y} \quad (2)$$

이 식에서  $\eta$ ,  $p$ ,  $u$ ,  $v$ 는 각각 점도, 압력,  $x$  및  $y$  각 방향의 속도이고,  $z$  방향은 정압이다.

##### 2-1-1-1-2. 에너지(Energy)식

Thin cavity를 가정하고 전단과 가교로 인한 발생열을 포함하는 에너지식은 다음과 같다.

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \eta \dot{\gamma}^2 + \frac{d\alpha}{dt} H \quad (3)$$

이식에서  $C_p$ ,  $T$ ,  $k$ ,  $\eta$ ,  $\dot{\gamma}$ ,  $\alpha$  및  $H$ 는 각각 열용량, 온도, 열전달계수, 점도, 전단율(shear rate), 가교도 및 가교로 인한 열생성을 나타낸다.

#### 2-1-1-3. 가류(curing)식

가교시간에 따라서 금형 캐비티 내에서 가교가 진행되는 가교도( $\alpha$ )를 구하는 가류식은 다음과 같다.

$$\left( \frac{\partial \alpha}{\partial t} + u \frac{\partial \alpha}{\partial x} + v \frac{\partial \alpha}{\partial y} + w \frac{\partial \alpha}{\partial z} \right) = (K_1 + K_2 \alpha^n)(1 - \alpha)^v \quad (4)$$

$$K_1 = A_1 \exp(-E_1/T) \quad (5)$$

$$K_2 = A_2 \exp(-E_2/T) \quad (6)$$

이식에서  $\mu$ ,  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $E_1$ ,  $E_2$ 는 fitting 상수이며,  $u$ ,  $v$ ,  $w$ 는  $x$ ,  $y$ ,  $z$  각 방향의 속도이다.

#### 2-1-1-4. 반응 점도(reactive viscosity)식

금형 캐비티 내부로 충전된 충전물은, 가류 온도 이상으로 주어진 금형 벽으로부터 열교환이 발생하여 전항 2-1-1-3에서 언급된 것처럼 가교가 진행된다. 가교가 진행되면서 가교도( $\alpha$ )가 커지며 변화하는 점도를 예측하기 위하여 다음과 같은 reactive viscosity 모델이 사용되었다.

$$\eta(\alpha, T, \dot{\gamma}) = \frac{\eta_o(T)}{1 + \left( \frac{\eta_o(T)}{\tau^*} \dot{\gamma} \right)^{1-n}} \left( \frac{\alpha_g}{\alpha_g - \alpha} \right)^{(c_1 + c_2 \alpha)} \quad (7)$$

$$\eta_o = B \exp\left(\frac{T_b}{T}\right) \quad (8)$$

이식들에서  $\alpha_g$ 는 각각 가교가 진행되어 충전물 유동이 멈추고 점도가 무한대에 도달하는 겔화점(gelation conversion)이며, 그 외의 모델계수인  $n$ ,  $\tau^*$ ,  $B$ ,  $T_b$ ,  $c_1$  및  $c_2$ 는 데이터 fitting 상수들이다.

#### 2-1-1-5. 경계조건

금형 벽( $z=0$ ,  $h$ )에서 충전물 흐름의 no slip 조건 및 주어진 금형 벽 온도( $T_{wl}$ )로서 경계조건은  $u=0$ ,  $v=0$ ,  $w=0$ ,  $T=T_{wl}$ 과 같이 나타내어진다. 게이트 입구에서 온도는 일정하며 압력은 균일하고 시간의 함수로 설정되었다. 또한 금형 캐비티 벽에서 수직방향으로 압력 구배는 영이고, 유동선단(flow front)에서의 압력은 영으로 설정되었다.

## 2-2. 실험 대상

### 2-2-1. 토크로드 부시(Torque-rod-bush)

#### 2-2-1-1. K사 토크로드부시의 제조현황 및 문제점

Fig. 1(a,b)와 같은 K사의 부시제품에서 Fig. 2와 같이 비교적 많은 에어트랩이 발생하고 있다. Fig. 2에서는 관찰된 에어트랩의 위치와 부시 금형설계에 포함된 게이트와 에어 벤트의 위치를 나타내고 있다. Fig. 3(a,b)는 토크로드부시의 제조를 위한 고무사출성형의 결과물인 방진고무 및 방진고무에 부착될 금구를 각각 도시하고 있다. 한편 Fig. 3(c)는 사출된 방진고무에 금구를 후가공하여 부착한 토크로드부시를 도시한다.

#### 2-2-1-2. 모델링 및 CAE 모사를 통한 공정분석

K사에서 제조되는 토크로드부시의 제품 불량 해결을 위하여 에어트랩(air trap) 발생위치 파악 및 에어트랩 발생위치 수의 최소화를



Fig. 1. Torque-rod-bush produced by K company: (a)Front view; (b)Side view.

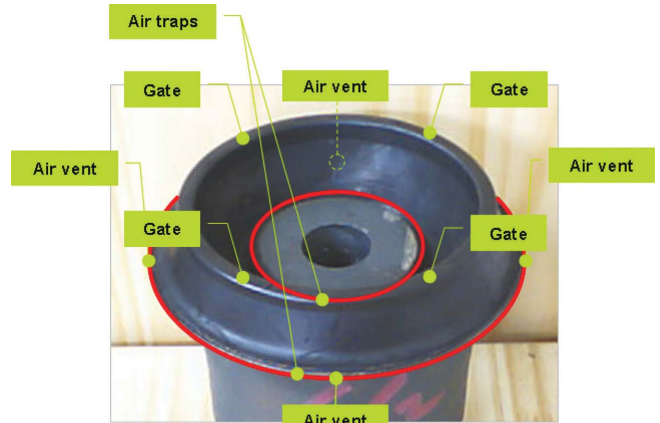


Fig. 2. Locations of air traps observed in the torque-rod-bush produced by K company and positions of both gates and air vent from its mold design.

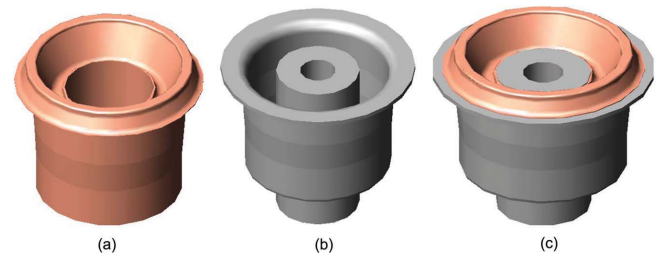


Fig. 3. Torque-rod-bush: (a)Anti-vibration rubber for torque-rod bush; (b)Metal to be attached to anti-vibration rubber; (c)Torque rod bush after metal part is integrated with anti-vibration rubber.

공정분석의 목적으로 한다. MOLDFLOW(Ver. 5.0)의 MPI/reactive molding 모듈을 사용하여 K사 공정조건과 같은 8개의 캐비티, 스프루(sprue), 런너 및 게이트( $8 \times 4 = 32$ 개)를 포함한, K사에서 생산하고 있는 토크로드부시의 fusion모델링을 Fig. 4와 같이 수행하였고 적용되는 공정조건은 Table 1과 같다. K사의 토크로드부시의 사출성형재료로서 카본블랙을 혼합하여 경도(IRHD)가 78이고 용융점이  $85^\circ\text{C}$ 인 천연고무를 가황시키는 가류공정에서 가황고무의 점도를 예측하는 반응점도식의 모델계수인  $\alpha_g$ ,  $n$ ,  $\tau^*$ ,  $B$ ,  $T_b$ ,  $c_1$  및  $c_2$ 의 값들은 각각 0.1, 0.1815, 0.1 Pa,  $9.86552 \times 10^{22}$  Pa sec, 5160.32 K, 1 및 0이었다. 따라서 가교도( $\alpha$ )가 "0"일 때 전단율(shear rate), 1/s 이상에서 금형온도( $160^\circ\text{C}$ ) 근처 120, 146.7, 173.3 및 200 각각의 온도에서 Fig. 5에서와 같이 power law 유체 거동 특성을 보였다.

#### 2-2-2. 다이내믹 댐퍼(Dynamic dampers)

##### 2-2-2-1. K사 damper의 제조현황 및 문제점

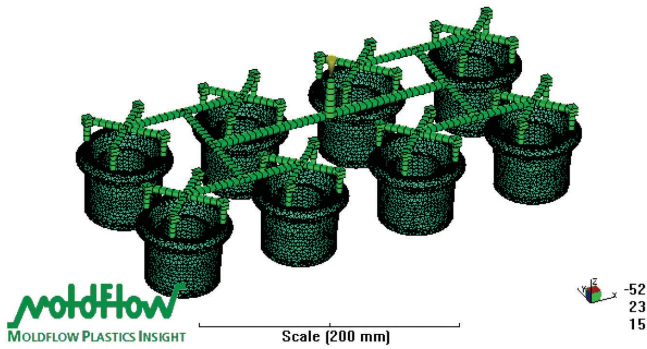


Fig. 4. Modeling for torque-rod-bush produced by K company.

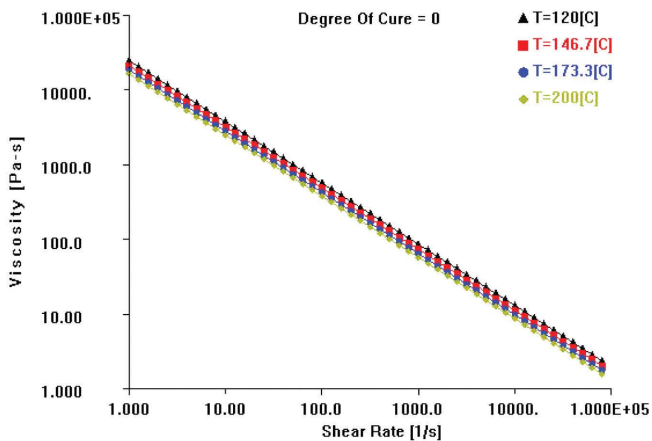


Fig. 5. Viscosity-prediction of natural rubber (EDS 13/78 IRHD) with zero degree of cure at various temperatures.

K사에서 제조되는 A, B, C형의 댐퍼에서, Fig. 6에서 붉은 타원으로 표시되어 있는 위치에 미성형 발생이 관찰되고 있다.

#### 2-2-2-2. 모델링 및 CAE 모사를 통한 공정분석

K사에서 생산되는 A, B, C형 댐퍼의 미성형 발생 원인을 파악하고 미성형에 대한 해결을 목적으로 공정분석을 수행하였다. MOLDFLOW(Ver. 5.0)의 MPI/reactive molding 모듈을 사용하여 K사 공정조건과 같은 16개의 캐비티, 스프루, 런너 및 게이트(1×16=16개)를 포함한 Fig. 7과 같은 모델링과 Table 2의 공정조건을 적용하였다. K사의 다이내믹댐퍼의 사출성형재료로서 카본블랙을 혼합하여 경도(IRHD)가 60이고 용융점이 85인 천연고무를 가황시키는 가류공정에서 가황고무의 점도를 예측하는 반응점도식의 모델계수인

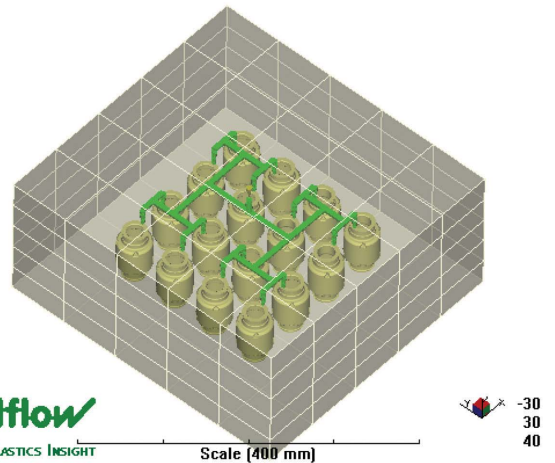


Fig. 7. Configuration of cavities, sprue, runners and gates for injection molding of anti-vibration rubbers of dynamic dampers produced by K company.

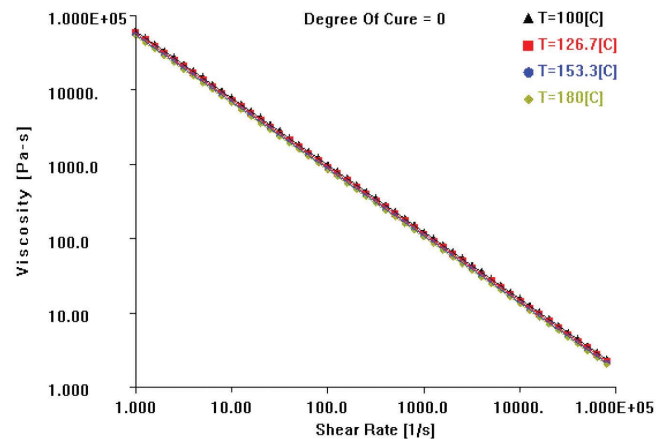


Fig. 8. Viscosity-prediction of natural rubber (EDS 12/60 IRHD) with zero degree of cure at various temperatures.

$\alpha_g, n, \tau^*, B, T_b, c_1$  및  $c_2$ 의 값들은 각각 0.1, 0.1, 19586.3 Pa, 253881 Pa sec, 3309.5 K, 1 및 0이었다. 이에 따라 가교도( $\alpha$ )가 "0"일 때 전단율(shear rate), 1/s 이상에서 금형온도(140 °C) 근처 100, 126.7, 153.3 및 180 °C 각각의 온도에서 Fig. 8과 같이 power law 유체 거동 특성을 보이는 것으로 분석되었다.

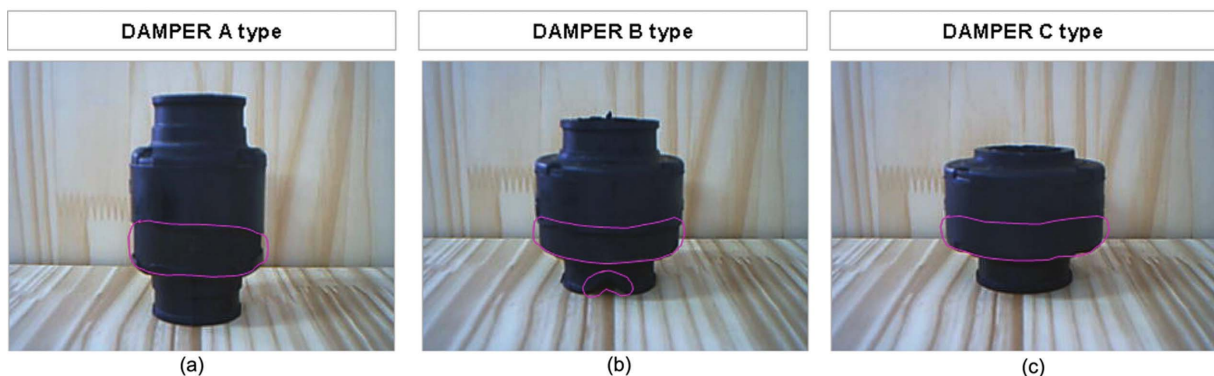


Fig. 6. Dynamic dampers produced by K company with the defect of short shot marked with red circle: (a) Damper A type; (b) Damper B type; (c) Damper C type.



### 3. 결과 및 고찰

#### 3-1. 토크로드부시(Torque-rod-bush)

K사 부시의 사출성형모사에서 Fig. 9와 같이 크게 다섯 위치에서 에어트랩이 발생하는데, 다섯 위치는 안쪽 상단(No. 1), 상단 꼭지점 부분(No. 2), 상단 끝 단(No. 3), 하단 끝 단(No. 4) 및 안쪽 벽면(No. 5)이다. 그 중에서 에어트랩 빈도가 큰 곳은 Fig. 9에서 No. 1, No. 3 및 No. 4이다. 이와 같은 모사 결과는 Fig. 2와 같은 K사 공정을 이용한 실제 사출성형 결과와 일치한다. 에어트랩 빈도는 커브가 크고 두께 변화가 큰 캐비티 형상과 같이 유동선단의 유동정체현상이 발생하는 구역에서 특히 크다. 에어트랩 빈도가 높은 세 지역(No. 1, 3, 4)에 에어벤트 구를 주는 것 대신에, 발생된 에어트랩을 집약시킴으로써 더욱 효과적으로 제거될 수 있게 할 수 있을 것이다. 따라서 No. 3 지역의 유동선단(flow-front)의 유동정체현상을 방지하기 위하여, 공유하는 직진구간(0.3 mm)과 서로 다른 반경을 갖는 경사면(edge wall)의 경사각 및 두께 변화를 Fig. 10의 case a, b,  $b_{G3}$ (예외적으로 3개의 게이트 적용), c 및 d와 같이 적용하고 모사하여 도출된 에어트랩 위치의 plan view 결과를 Fig. 11에서 현재 K사의 결과(KH)와 비교해보았다. Case b 및 case  $b_{G3}$ 의 경우에서 현재의 K사의 결과(KH)보다 특히 No. 3 지역의 에어트랩(air trap) 빈도가 낮아져서 에

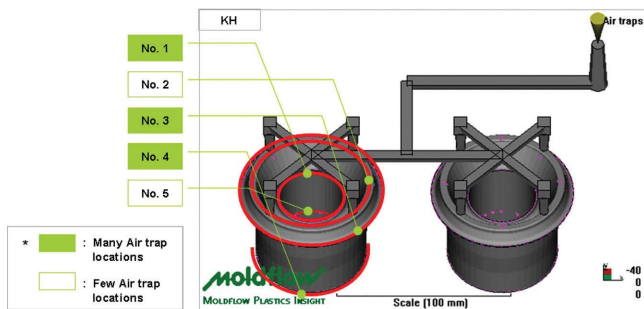


Fig. 9. Locations of air traps indicated from the simulation result of the current injection molding process for torque-rod-bush produced by K company.

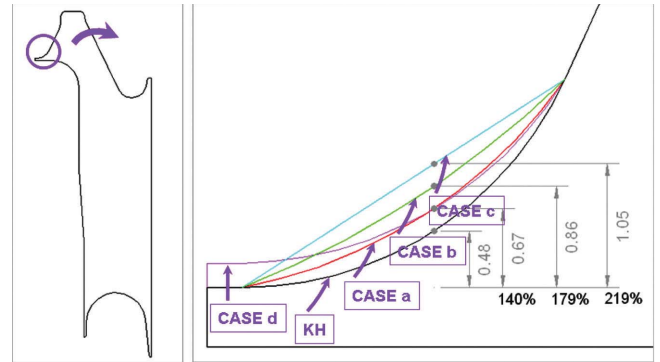


Fig. 10. Proposed edge wall slopes for anti-vibration rubber of torque-rod-bush: K company, KH)  $R=3$  mm; Case (a) $R=4.29$  mm; Case (b) $R=8.25$  mm; Case (c) $R=8$ ; Case (d) $R=3.72$  mm with the edge thicker by 0.2 mm.

어트랩 불량이 개선되었으며 다른 경우(case a, c 및 d)는 에어트랩 불량이 개선되지 못하였다. 따라서 case b는 최적의 경사각(edge angle)이며, 추가하여 3개의 gate를 적용한 case  $b_{G3}$ 의 경우에는 에어트랩 불량이 좀 더 개선되었다. 한편 공정모사의 충전시간(fill-time) 분석에서는 경사면의 경사 및 두께에 따라 각각 Fig. 12와 같은 결과를 보였다. K사(KH)의 경우와 case a의 경우는 분홍색 화살표지점에서 공통적으로 유동정체 현상이 일어났으며, 반면에 하늘색 화살표지점에서는 K사(KH)보다 case a에서 유동이 더욱 원활하게 되었다. 한편 case b에서는 용융된 고무를 금형 캐비티 내부로 사출시에 분홍색 타원 내에 도식된 가장자리(edge) 부분에서 유동선단의 시간에 따른 진행과정에서 보이는 것과 같이 전혀 유동정체가 일어나지 않았다. 그러나 case c, case d로 갈수록 다시 유동정체현상이 심화되고 있다. 이 현상의 이유는 case c는 case b에 비해 가장자리의 경사 각도는 크나  $R \rightarrow \infty$  이므로 가장자리 윗면의 곡선(curvature)이 직선화되는데 기인한다. 따라서 case b의 경우와 같은 적정 R값이 존재하는 것을 알 수 있다. Case d의 경우 K사(KH) 경우와 가장자리(edge) 경사 각도가 비슷하고 가장자리 끝 두께를 0.2 mm 만큼

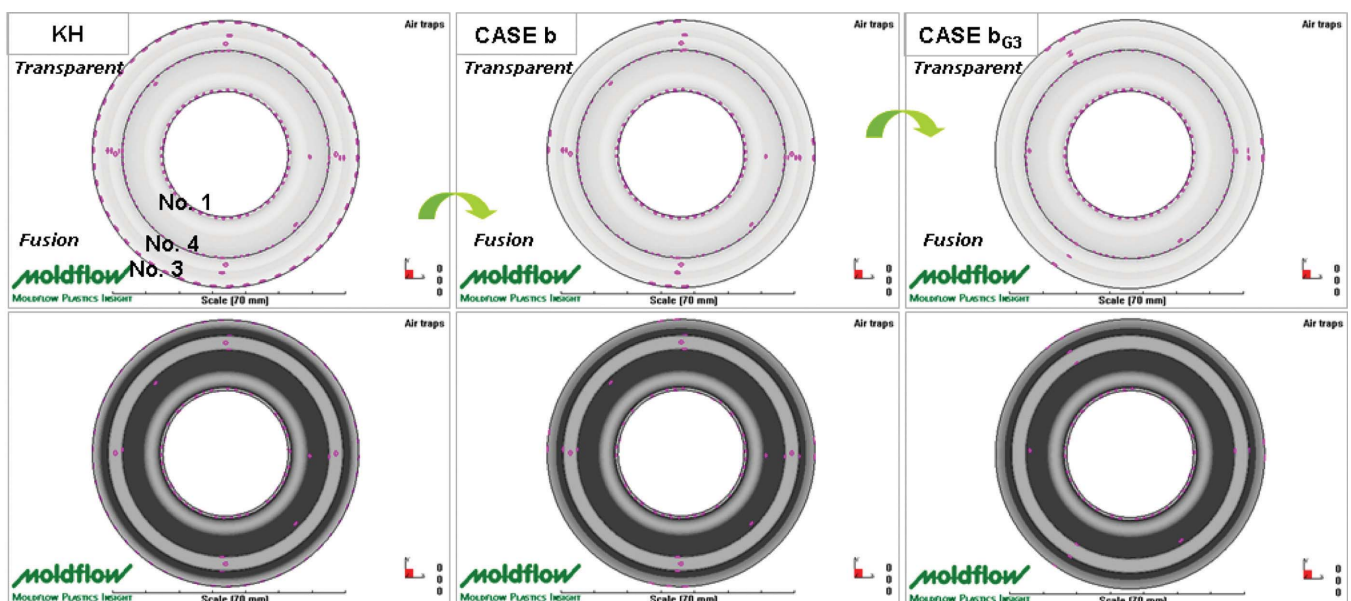


Fig. 11. Plan view of air trap locations from the result of process simulation of KH, case b and case  $b_{G3}$ .

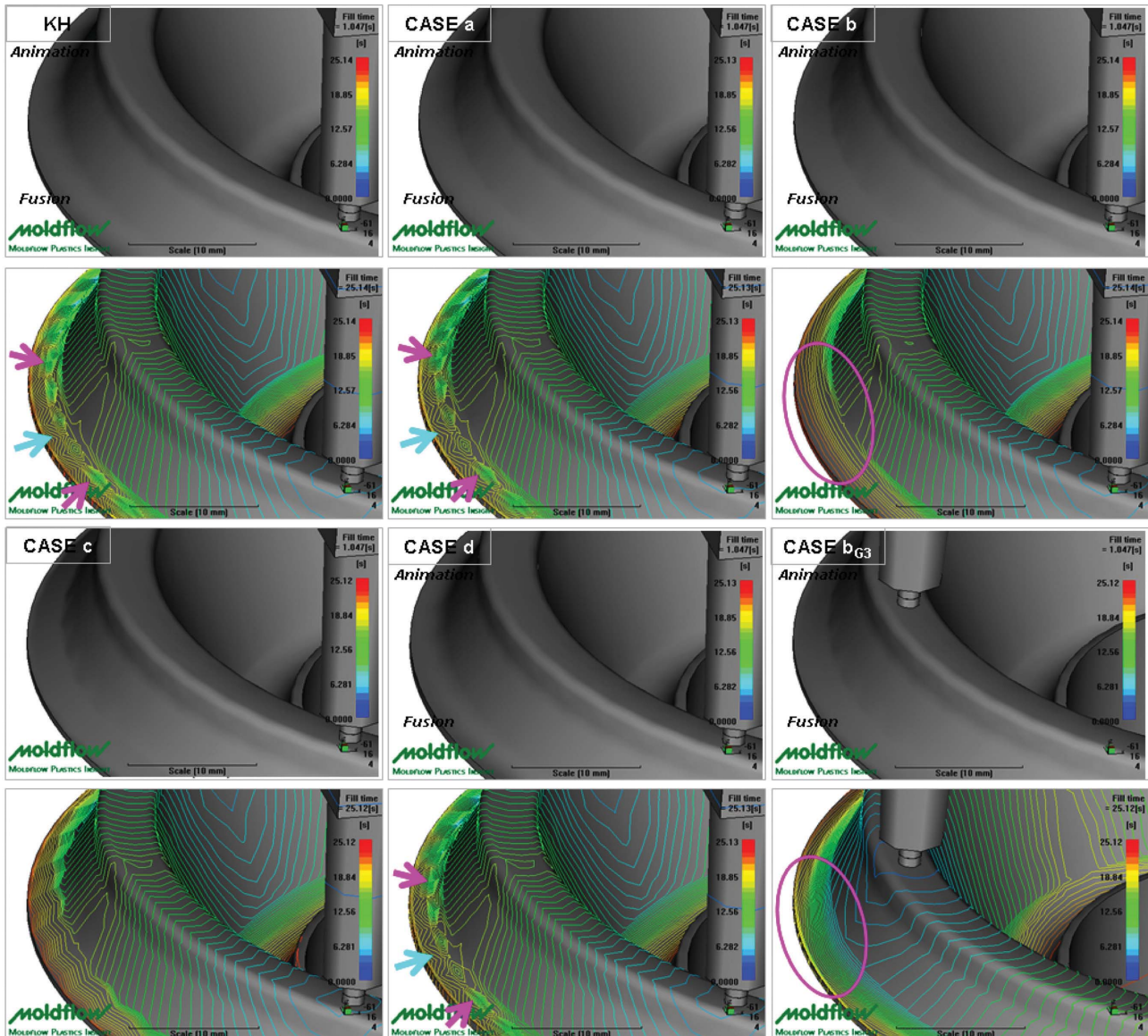


Fig. 12. Fill time analysis for KH, cases a through d and case  $b_{G3}$ .

증가시켰으나 유동정체 정도는 비슷하였다. 이와 같이 토크로브부시 금형 캐비티의 No. 1, 3, 4 지역에서는 가장자리의 두께 변화에 따른 유동선단 정체요인들을 동시에 가지고 있다. 이 지역의 에어트랩은 이와 같은 유동정체현상으로 인해 발생하는 것이 관찰된다. 따라서 각 case들에 대한 원활한 유동성 순서 및 에어트랩 위치 및 빈도 감소 순서를 정성적으로 정리하면 Fig. 13과 같으며, 캐비티 내부의 특히 가장자리(edge) 경사부분에서 유동선단의 원활한 유동성을 제공하는 최적 가장자리 경사각 및 두께(thickness)의 경우는 case b이었고, 최적으로 에어트랩 위치 및 빈도가 감소하는 경우는 case  $b_{G3}$ 이었다. 이와 같이 case b 또는 case  $b_{G3}$ 에서와 같이 최적 가장자리 경사각과/또는 게이트 수를 조절함으로써 최적의 가장자리 두께를 유지하고 유동선단의 금형 캐비티 가장자리에서의 유동정체를 방지하고 유동을 원활하게 할 수 있었다.

### 3-2. 다이내믹 댐퍼(Dynamic damper)

Fig. 5에 도시된 미성형으로 인한 제품불량인 K사 A, B 및 C형 댐

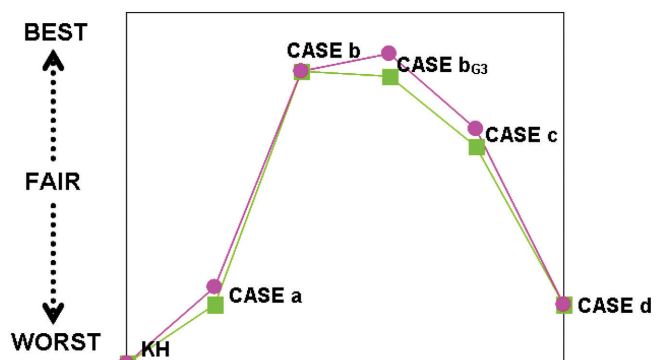


Fig. 13. Qualitative comparison of degree of satisfaction for the conditions of optimum flow mode of filling (■) and no air trap (●).

퍼의 미성형 불량 위치는, 공정모사 결과인 Fig. 14에서 A, B 및 C형 댐퍼의 고무 인서트 사출성형에서 에어트랩이 집중적으로 발생하



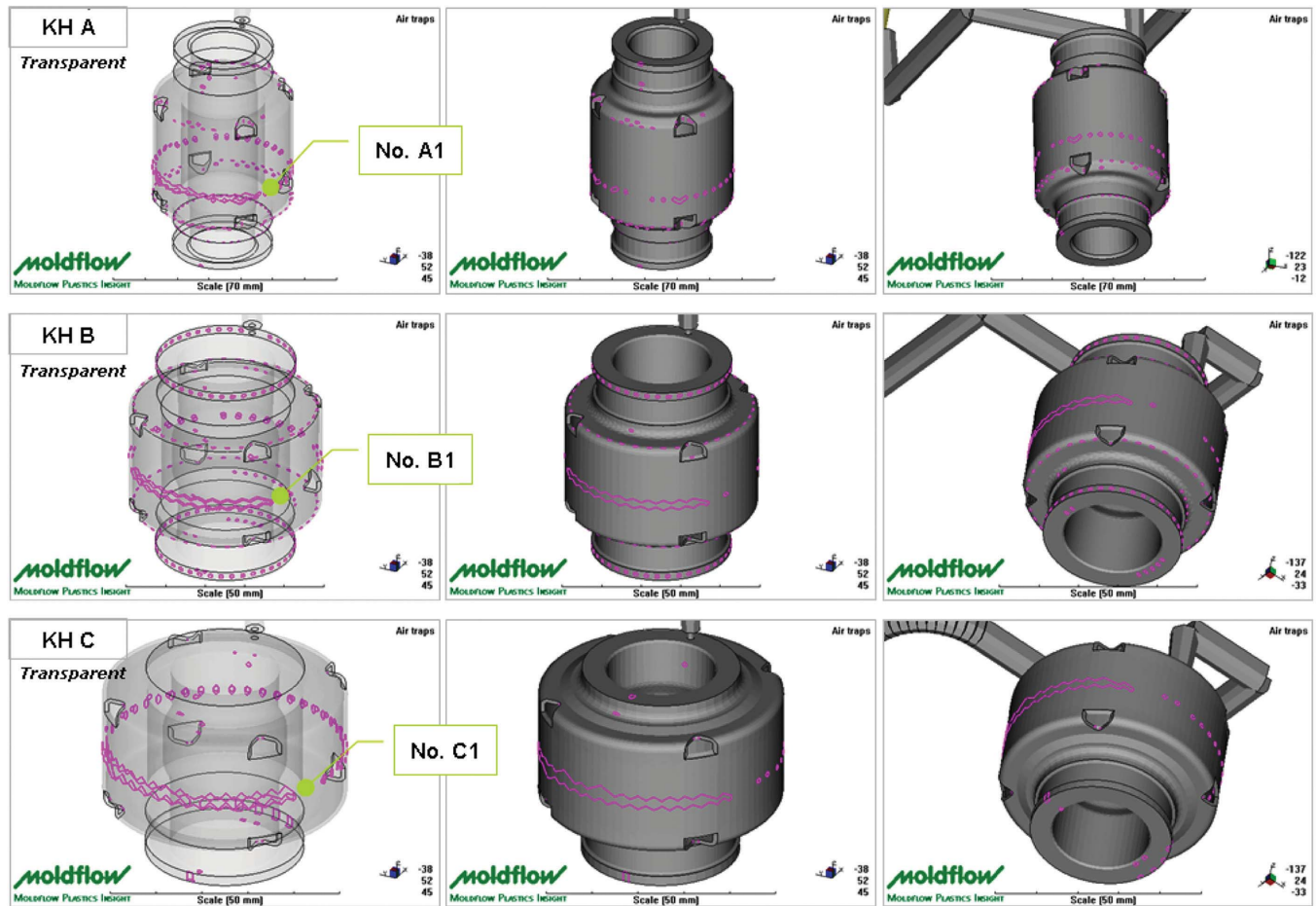


Fig. 14. Location of air-traps(red lines) predicted by process simulation of anti-vibration rubber injection molding of dynamic dampers produced by K company: (a)No. A1 of KH A(damper A type); (b)No. B1 of KH B(damper B type); c)No. C1 of KH C(damper C type).

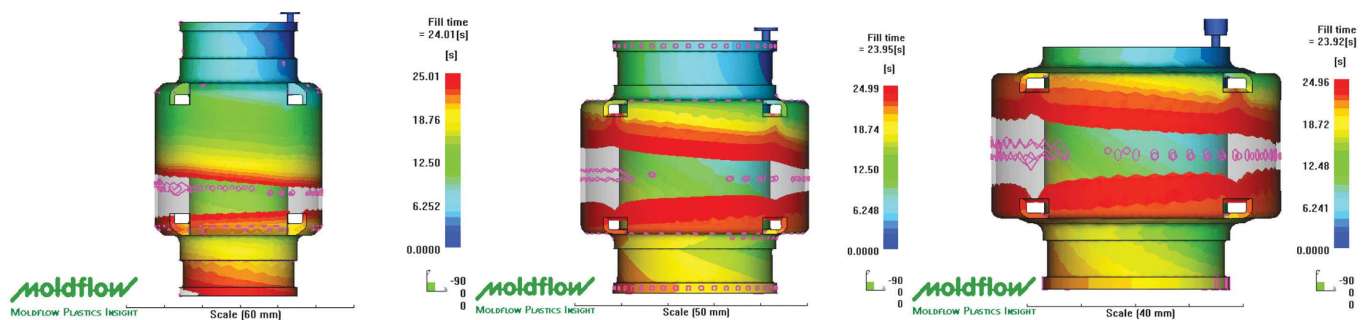


Fig. 15. Filling pattern of damper A(left), damper B(center) and damper C(right).

는 위치인 No. A1, No. B1 및 No. C1과 각각 일치한다. 따라서 에어트랩 발생이 미성형 불량을 발생시키는 원인이라고 추론할 수 있다. 위와 같은 에어트랩 발생이 미성형 불량을 발생시키는 원인이라고 추론은 Fig. 15의 K사 A, B 및 C형 댐퍼의 충전 패턴(filling pattern)에서 상향류와 하향류의 두 유동선단이 만나는 지점에서 에어트랩 빈도가 매우 높게 발생하는 점에서 현실화되고 입증되었다. K사 댐퍼에서의 에어 벤트는 게이트 반대부에 위치하여서 댐퍼의 중간지점에서 집약적으로 발생하는 에어트랩을 제거하지 못하였다. 따라서 에어벤트 구를 에어트랩이 매우 많이 발생하는 Fig. 14의 No. A1, B1, C1 지역에 설치함으로써 미성형 불량을 해결할 수 있다. 또

한 Fig. 16과 같이 댐퍼의 미성형 불량을 개선하기 위하여 게이트의 위치를 변경하여 각각의 경우의 에어트랩의 생성추이를 관찰하였다. Case 1은 측면에, case 2는 양쪽 측면에, case 3은 현재 게이트 위치 및 측면에, case 4는 현재 게이트 위치 및 양쪽 측면에, case 5는 위쪽 및 아래쪽 양쪽 측면 각각에, case 6은 현재 게이트 위치와 그 대칭되는 위치에 각각 설정하였다. 그 결과 Fig. 17과 같이 제시된 게이트의 위치에 따른 각각의 에어트랩의 생성추이가 관찰되었다. 현재 K사 공정상의 게이트 위치와 그 대칭되는 위치에 게이트를 함께 설정한 case 6의 경우는 예상하는 것처럼, Fig. 14에서와 같이 현재 K사 A형 댐퍼의 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 만나는 지

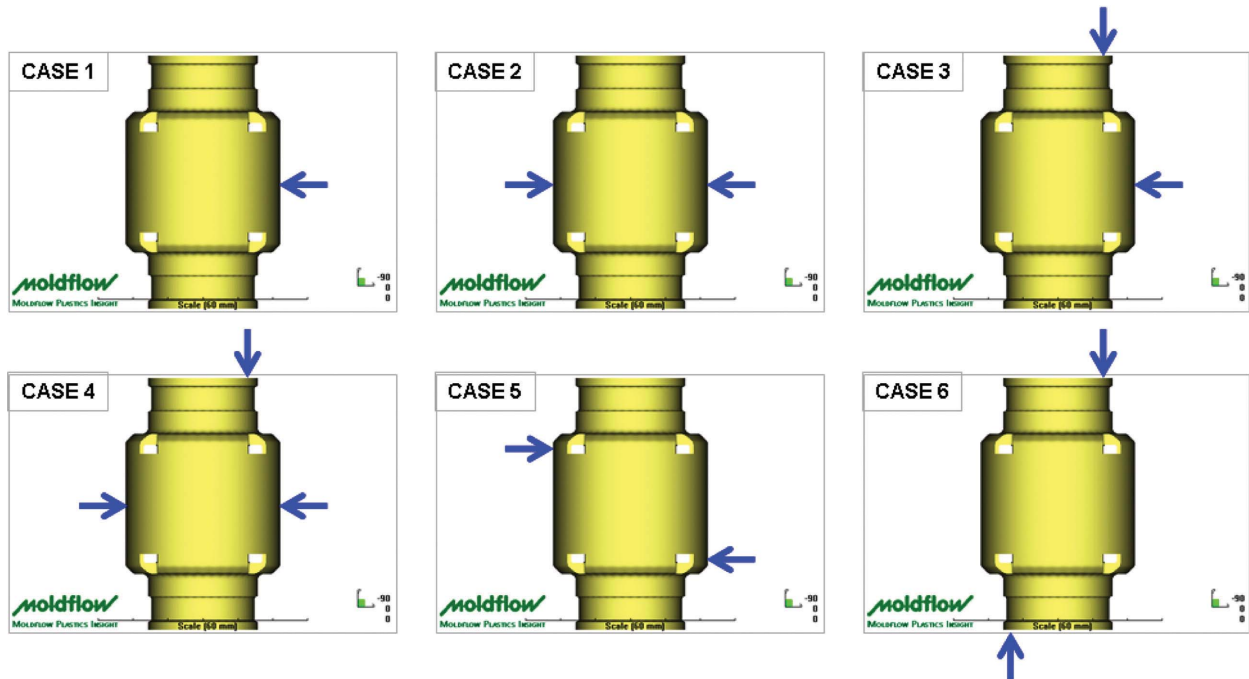


Fig. 16. Six-proposed positions(case 1 through 6) of gates to the cavity of dynamic damper. (Blue arrows denote the position of gates per each case and case 6 illustrates the current gate-position of K company).

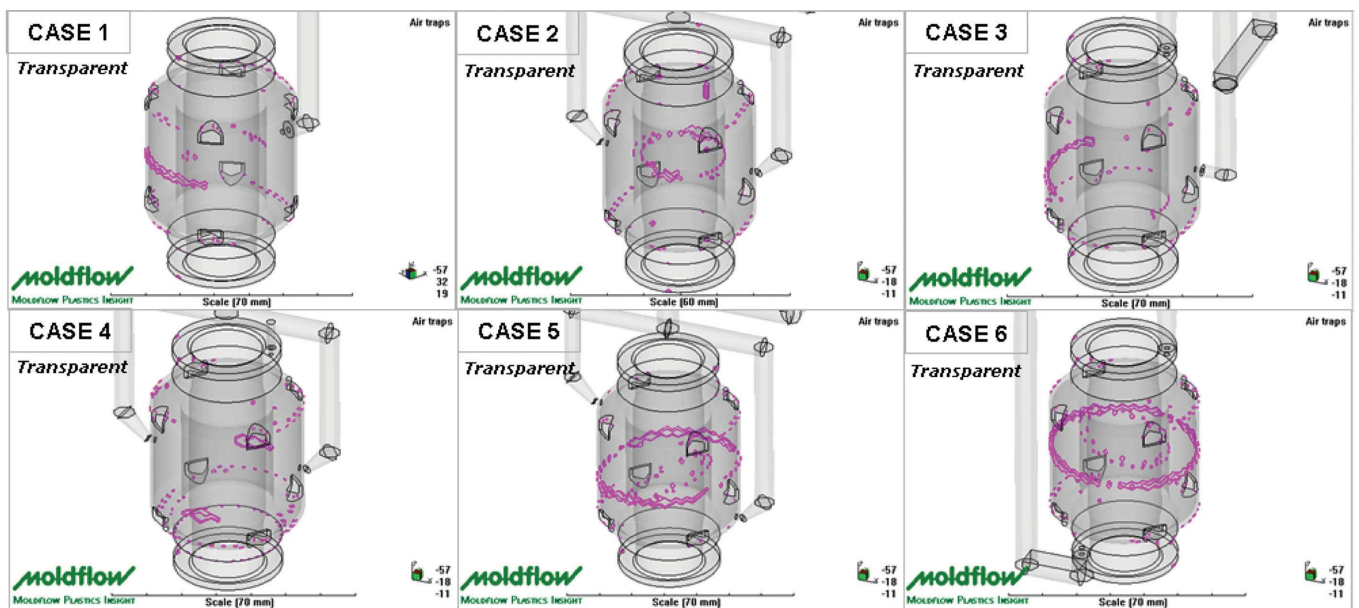


Fig. 17. Prediction of air-trap locations with the proposed position of gate as case 1 through 6.

점에서 매우 많이 발생하는 에어트랩이 전혀 개선되지 않았다. 게이트 위치를 탬퍼 상단에서 중단으로 변경한 case 1의 경우 Fig. 17에서와 같이 에어트랩 빈도가 K사 경우보다 감소하였다. 또한 게이트를 2개 설치한 case 2의 경우 인서트 안쪽의 에어트랩은 K사 경우와 마찬가지로 개선되지 않았으나 인서트 바깥쪽의 에어트랩 불량은 훨씬 개선되었다. Case 3 및 4의 경우도 K사 경우보다 에어트랩 불량이 현저하게 개선되었음이 Fig. 17에서 관찰되었다. 그러나 case 5 및 6의 경우는 에어트랩 불량이 전혀 개선되지 않았음이 관찰되었다. 한편 Fig. 17의 case 1부터 6까지의 에어트랩 생성추이에 대응하여,

각 case의 충전패턴이 Fig. 18과 같이 나타나 있어서 각 case마다의 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 교차하는 정도를 보여주고 있다. 각 case 별 두 흐름이 교차하는 크기 정도는, 각 case마다 에어트랩 발생 빈도와 비례하고 있음이 관찰되었다. 따라서 에어트랩 불량이 개선된 case 1, 2, 3 및 4의 경우는 K사 경우보다 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 교차하는 크기 정도가 적었고, 에어트랩 불량이 개선되지 않은 case 5 및 6의 경우는 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 교차하는 크기 정도가 K사 경우보다 작아지지 않았다.



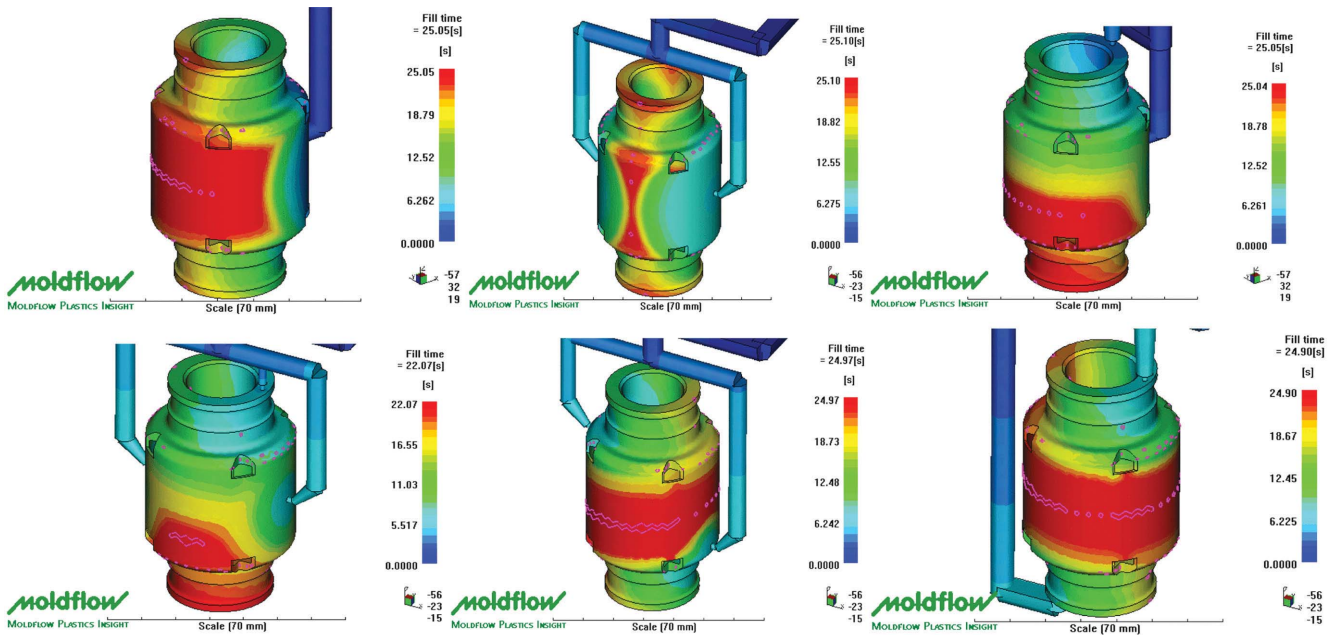


Fig. 18. Filling pattern of type A damper: case 1(upper left); case 2(upper center); case 3(upper right); case 4(lower left); case 5(lower center); case 6(lower right).

#### 4. 결 론

#### 참고문헌

K사 토코로드부싱의 캐비티 형상에서는 가장자리에서 곡면으로 인한 두께 변화에 따른 유동선단 정체요인을 가지고 있다. 에어트랩은 일반적으로 토코로드부싱의 가장자리와 같은 유동선단의 유동정체현상이 발생하는 구역에서 특히 빈도가 높았다. 토코로드부싱의 가장자리에서의 에어트랩 불량을 개선하기 위하여 각각 다른 반경을 갖는 금형 캐비티 가장자리의 경사각 및 두께를 적용하고 공정모사하여 도출된 에어트랩 위치 및 빈도를 현재 K사의 결과(KH)와 비교하였다. Case b( $R=8.25$  mm) 및 case  $b_{G3}$ ( $R=8.25$  mm, 3 게이트)의 경우에서 K사 결과(KH)보다 특히 최외각 가장자리의 에어트랩 빈도가 낮아져서 에어트랩 불량이 개선되었으며 다른 경우는 에어트랩 불량이 개선되지 못하였다. 따라서 case b 및 case  $b_{G3}$  경우에 있어서 특히 최외각 가장자리의 에어트랩 불량이 최적으로 개선되었음을 보여주고 있으며, 3개의 gate를 적용한 case  $b_{G3}$ 의 경우에서 case b보다 에어트랩 불량이 좀 더 개선되었다. 한편 K사에서 생산되는 A, B, C형 댐퍼의 미성형 발생원인을 파악하고 해결하기 위하여 공정분석을 수행하였다. 그 결과 댐퍼의 미성형이 발생하는 주된 원인은 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 만나는 지점에서 매우 많이 발생하는 에어트랩임을 알 수 있었다. K사 댐퍼에서의 에어벤트는 게이트 반대부에 위치하여서 댐퍼의 중간지점에서 집약적으로 발생하는 에어트랩을 제거하지 못하므로, 에어벤트 구를 에어트랩 빈도가 매우 높은 유동선단 상향류와 하향류의 두 흐름이 만나는 지점에 설치함으로써 미성형 불량을 해결할 수 있었다. 한편 게이트 위치를 댐퍼 상단에서 중단으로 변경한 case 1의 경우와 게이트를 2개 설치한 case 2의 경우에, 에어트랩 불량이 K사의 경우보다 개선되었다.

#### 감 사

이 논문은 2007학년도 대구대학교 학술연구비지원(혹은 일부 지원)에 의한 논문입니다.

- Gent, A. N., *Engineering with Rubber*, Hanser Gardner(2001).
- JIS K6385.
- JIS K6386.
- Choi, J.W., "Rubber Injection Molding," *J. Korean Institute of Rubber Industry*, **21**, 20(1986).
- Harry, D. H. and Parrot, R. G., "Numerical Simulation of Injection Mold Filling," *Polym. Eng. Sci.*, **10**, 209 (1970).
- Gao, F., Patterson, W. I. and Karmal, M. R., "Cavity Pressure Dynamics and Self-Tuning Control for Filling and Packing Phases of Thermoplastics Injection Molding," *Polym. Eng. Sci.*, **36**, 1272(1996).
- Lee, Y. B. and Kwon, T. H., "Modeling and Numerical Simulation of Residual Stresses and Birefringence in Injection Molded Centered-gated Disks," *J. Mater. Process. Technol.*, **111**, 214(2001).
- Hieber, C. A. and Shen, S. F., "A Finite-element/Finite-difference Simulation of the Injection-molding Filling Process," *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, **7**, 1(1980).
- Tucker, C. *Fundamentals of Computer Modeling for Polymer Processing*, Hanser, Munich(1989).
- Hieber, C. and S. Shen, "A Finite-element/Finite-difference Simulation of the Injection-Molding Process," *J. Non-Newtonian Fluid Mech.*, **7**, 1(1980).
- Kennedy, P., *Flow Analysis of Injection Molds*, Hanser, Munich (1995).
- Chiang, H. H., Hieber, C. A. and Wang, K. K., "A Unified Simulation of the Filling AND Postfilling Stages in Injection Molding," *Polym. Eng. Sci.*, **31**, 116(1991).
- Hieber, C. and S. Shen, "A Finite-element/Finite-difference Simulation of the Injection-Molding Process," *J. Non-Newtonian Fluid Mech.*, **7**, 1(1980).