

## Ti-6Al-4V 합금의 열간성형에 대한 계면열전달계수의 결정 및 분석

염종택\* · 임정숙\* · 박노광\* · 신태진\*\* · 황상무\*\* · 홍성석\*\*\*

(2003 년 5 월 15 일 접수)

### Determination and Analysis of Interface Heat Transfer Coefficients in Hot Forming of Ti-6Al-4V

J. T. Yeom, J. S. Im, N. K. Park, T. J. Shin, S. M. Hwang and S. S. Hong

#### Abstract

Determination of the interface heat transfer coefficient was investigated in non-isothermal bulk forming of glass-coated Ti-6Al-4V. FE analysis and experiments were conducted. Equipment consisting of AISI H13 die was instrumented with thermocouples located at sub-surface of the bottom die. Die temperature changes were investigated in related to the process variables such as reduction, lubricant and initial die temperature. The calibration approach based on heat conduction and FE analysis using an inverse algorithm were used to evaluate the interface heat transfer between graphite-lubricated die and glass-coated workpiece. The coefficients determined were affected mainly by the contact pressure. The validation of the coefficients was made by the comparison between experimental data and FE analysis results.

**Key Words** : Interface Heat Transfer Coefficient, Ti-6Al-4V, Inverse Algorithm, FE analysis, Contact Pressure

#### 1. 서론

일반적으로 열간성형시 소재와 다이사이의 온도차이로 인해 소재의 chilling 이 발생하고, 소재의 표면과 중심의 유동응력이 상이하게 나타나 소재유동 결함을 일으킬수 있다. Chilling 의 양과 범위는 계면열전달, 마찰, 변형속도, 초기 온도차이 등의 함수로 표현될 수 있으며, 특히 계면열전달은 열간성형공정 설계시 상당히 중요한 함수이다. 계면열전달에 미치는 인자로는 금형과 시편의 표면정도, 압력, 시간, 윤활조건등을 들 수 있으며,

여기에 실제 열간성형시 소성변형으로 인한 소재의 열발생, 대류 및 복사, 시편과 금형의 마찰 등이 상호 연계되어 영향을 미치기 때문에 순수한 계면 열전달계수를 실험적으로 얻어내기 는 상당히 어려운 일이다. 최근 열간성형공정을 최적화하기 위한 전산모사기술이 발달함에 따라 이러한 계면열전달 계수를 정량화하기 위한 노력<sup>(1-3)</sup>이 이루어 지고 있으며, 특히 티타늄합금과 같이 온도 의존성이 높은 합금의 열간성형시 발생될 수 있는 성형결함과 미세조직적 변화에 대한 신뢰할 수 있는 해석결과를 제시하기 위해서는 정확한 계

\* 한국기계연구원 공정연구부

\*\* 포항공과대학교 기계공학과

\*\*\* 국방과학연구소 기술연구본부

면열전달계수가 필수적으로 요구된다. 따라서, 본 연구에서는 Ti-6Al-4V 합금에 대하여 열간성형 공정 해석시 필수적으로 요구되는 소재와 다이사이의 계면열전달에 대한 실험적 측정방법과 함께 실험적으로 얻어진 온도측정결과를 이용하여 계면열전달계수를 결정하기 위한 수학적 방법론이 다루어 졌다.

## 2. 실험 방법

계면 열전달계수를 측정하기 위해서 사용된 소재인 Ti-6Al-4V 합금은 704°C 에서 2 시간 가열한 후 공냉된 annealing 상태인 등축정 α 상 조직을 가지는 합금으로, 시험편은 높이 30mm, 지름 20mm 의 원통형 시편으로 제작하였고, 소재의 가열온도는 970°C 로 하였다. 또한 소재 가열시 표면산화 를 최소화하기 위해 Deltaglaze 151 로 glass 코팅하였다. 상(하부)의 다이소재로는 AISI H13 금형강을 이용하였고, 성형 전에 다이에는 흑연 윤활제를 도포하였다.

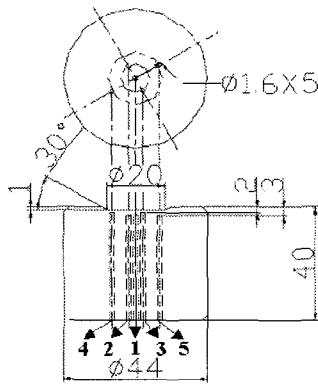


Fig. 1 Schematic representations of the bottom die and thermocouple positions

금형과 소재사이의 온도변화를 측정하기 위해서 Fig. 1 에 나타낸 바와 같이 하부다이의 다섯 부위에 지름 1.6mm K-type 열전대를 삽입하였다. 특히, 하부다이의 경우 시편의 장입시 열전대가 위치된 부위에 시편이 놓일 수 있도록 두께 1mm 의 홈을 가공하였다. 온도 측정을 위한 열전대는 금형중심을 기준으로 반경방향으로 4.5mm, 9mm 떨어진 부위에 위치하도록 하였으며, 하부다이를 관통하여 소재에 직접적으로 열전대가 삽입될 경우 성형시 열전대

의 손상을 가져올 수 있을 것으로 판단되어 두께 방향으로 1mm, 2mm 떨어진 부위를 측정할 수 있도록 하여 열전대를 삽입하였고, 열전대 번호에 따른 위치는 Table 1 에 나타내었다.

Table 1 Thermocouple locations in the bottom die

No.	Location
CH1(1)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Die Center</li> <li>• Thickness distance of 2mm below the surface</li> </ul>
CH2(2)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Radial distance of 4.5mm from the die center</li> <li>• Thickness distance of 2mm below the surface</li> </ul>
CH3(3)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Radial distance of 4.5mm from the die center</li> <li>• Thickness distance of 1mm below the surface</li> </ul>
CH4(4)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Radial distance of 9mm from the die center</li> <li>• Thickness distance of 1mm below the surface</li> </ul>
CH5(5)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Radial distance of 9mm from the die center</li> <li>• Thickness distance of 2mm below the surface</li> </ul>

계면열전달을 측정하기 위한 성형장치는 150 톤 유압프레스가 이용되었으며, 10mm/s 정속 램속도로 성형되었다. 실험조건은 초기 다이온도 300°C, 500°C, 압축율 10, 30, 50%로 변화하여 열간 압축 시험되었다. 이때 온도측정과 함께 하중과 변위가 같이 측정되도록 하여 정확한 성형시점을 파악하고자 하였다.

## 3. 계면열전달계수 측정을 위한 방법론

### 3.1 열전달식을 이용한 보정곡선 활용 방법

계면에서의 윤활조건, 계면층의 두께, 성형압력 등에 따라 계면열전달은 달리 나타날 수 있으며, Klafs, Kellow<sup>(4)</sup> 등과 같은 연구자들은 소재와 다이의 크기 및 geometry 영향, 대류 및 복사에 의한 열전달, 변형 및 마찰열의 영향 등을 무시한 다음과 같은 일차원 열전달 관계식을 도출하였다.

$$\frac{T_1 - T_{10}}{T_{20} - T_{10}} = \frac{b_2}{b_1 + b_2} \left\{ \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{K_1 t}} \right) \right\} - \left\{ \exp \left( \frac{Zh_0 x}{b_1 \sqrt{K_1}} + \frac{Z^2 h_0^2 t}{b_1^2} \right) \right\} \cdot \left\{ \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{2K_1 t}} + \frac{Zh_0 \sqrt{t}}{b_1} \right) \right\} \quad (1)$$

여기서  $b_i = \sqrt{k_i \rho_i c_i}$ ,  $k_i$ 는 열전도도(W/m°C),  $c_i$ 는 비열,  $\rho_i$ 는 밀도를 나타내며, 단,  $i=1$ 인 경우 다이에 대한 변수이며,  $i=2$ 인 경우 소재를 의미한다. 또한,  $K_1$ 은 다이에 대한 열적 확산도로서  $k_1/\rho_1 c_1$ 로서 표현되며,  $Z=2.0$ (for Klafs' analysis),  $t$ 는 시간(sec),  $T_{10}$ 과  $T_1$ 는 각각 초기와 매 순간의 다이온도(°C),  $T_{20}$ 는 초기 소재온도(°C),  $x$ 는 윤회 계면에 대한 축방향 거리,  $h_0$ 는 계면열전달계수(kW/m²K)를 나타낸다.

결국, 식(1)을 이용하여 계면열전달과 관계된 보정곡선을 얻을 수 있으며, 계면에서의 온도측정 결과와 비교함으로써 계면열전달계수를 결정할 수 있다.

### 3.2 Inverse algorithm 을 이용한 방법

Inverse algorithm<sup>(5-6)</sup>은 계면에서 소재와 다이사이의 열전달에 의한 온도변화를 실험과 FE 해석으로 각각 구한 후 두 결과사이의 차이를 최소화하는 최소자승법의 원리를 이용한 것이다. 가정된 계면열전달계수(h)를 FE 해석의 입력데이터로 적용하여 각 부위별, 시간별 온도변화를 계산하고, FE 해석된 온도변화와 측정된 온도변화는 최소자승법을 이용하여 오차를 계산한다.

$$E = \sum_{time} \sum_{position} (T_c - T_m)^2 \quad (2)$$

여기서,  $T_c$ 와  $T_m$ 은 시간별, 부위별 FE 해석( $T_c$ ) 및 측정된 온도( $T_m$ )를 나타낸다. 식(2)를  $dE/dh$ 로 다시 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{dE}{dh} = 2 \sum_{time} \sum_{position} (T_c - T_m) \frac{dT_c}{dh} \quad (3)$$

오차를 최소화하기 위해서( $dE/dh=0$ ) 가정된  $h$  값이  $\Delta h$ 만큼 증가하는 것으로 가정한다면, 식(3)은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\sum_{time} \sum_{position} (T_c + \frac{dT_c}{dh} \Delta h - T_m) \frac{dT_c}{dh} = 0 \quad (4)$$

따라서 FE 해석 온도와 측정온도간의 오차를 최소화하는 계면열전달계수 증가분은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\Delta h = \sum_{time} \sum_{position} (T_c - T_m) \frac{dT_c}{dh} / \sum_{time} \sum_{position} \left( \frac{dT_c}{dh} \right)^2 \quad (5)$$

여기서,  $dT_c/dh$ 는 알려지지 않은 값으로, 두개의 가정된  $h$  값들( $h_1, h_2$ )을 입력하여 얻은 온도계산 결과들로부터 얻을 수 있다. 즉,

$$\frac{dT_c}{dh} = \frac{T_{c1} - T_{c2}}{h_1 - h_2} \quad (6)$$

여기서,  $T_{c1}$ 과  $T_{c2}$ 는 각각  $h_1$ 과  $h_2$ 를 입력한 후 FE 해석된 온도계산 결과들이다.

이 방법을 이용할 경우 1%정도의 차이를 가지는  $h_1$ 과  $h_2$ 를 입력한 FE 해석결과가 초기에 요구되며,  $h+\Delta h$ 로 증분하여 반복 계산을 수행하여 결국,  $\Delta h < 0.01$ 를 만족할 경우 최종  $h$  값을 결정하게 된다.

## 4. 실험결과 및 고찰

### 4.1 하부다이 온도변화 측정결과

초기 금형온도 500°C, 압축율 50% 조건에서의 하부다이의 온도측정결과를 Fig. 2에 나타내었다. 이때 부위별 channel 번호는 Fig. 1에 표시된 열전대의 위치에 따라 명명되었다. 열전대의 삽입깊이가 소재와 가까운 1mm에 위치한 경우가 2mm인 경우 보다 높은 온도상승을 나타내고 있으며, 소재의 중심에서 멀어질수록 온도 상승폭이 낮아짐을 관찰할 수 있다. 또한 이러한 경향은 초기 금형온도 300°C인 경우에도 같은 경향을 나타냈으며, 이러한 실험적 관찰을 통해 계면열전달계수 측정을 위한 고온압축시험시 소재 변형열 발생과 대류 및 복사 등이 하부다이의 위치별 온도변화에 영향을 미친 것임을 짐작할 수 있다. 한편, 시간에 따른 온도변화는 크게 4단계로 나누어짐을 알 수 있다. 즉, 4단계는 소재이동(transfer), 하중이 가하지 않은 코팅된 소재와 윤회제를 도포한 하부다이와의 접촉단계(pre-forming), 성형단계(for-ming), 하중제거단계(post-forming) 등이다.

한편, 초기 다이온도 300°C 조건에서는 압축율 10%에서 50%로 상승함에 따라 온도상승폭에 상당한 차이를 나타내는 반면 초기 다이온도 500°C의 경우 10%에서 50%로 압축율이 상승함에도 불구하고 온도상승폭이 큰 차이를 보이지 않고 있었고, 온도상승폭 또한 300°C인 경우가 더욱 높음

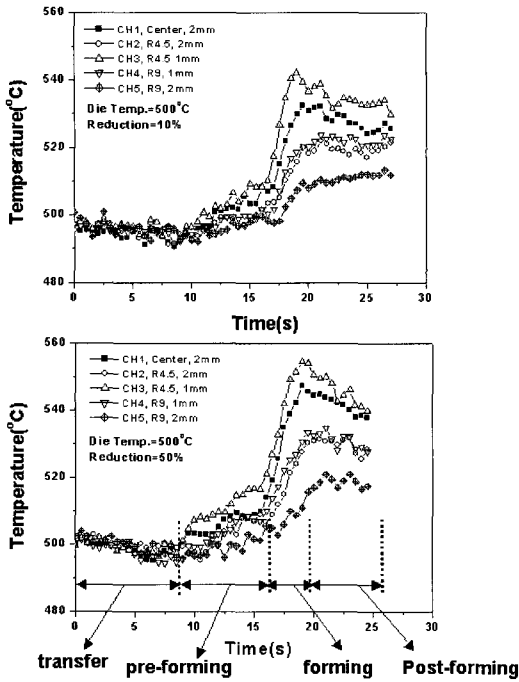


Fig. 2 Variation of die temperature measured at 500°C for reductions of 10% and 50%

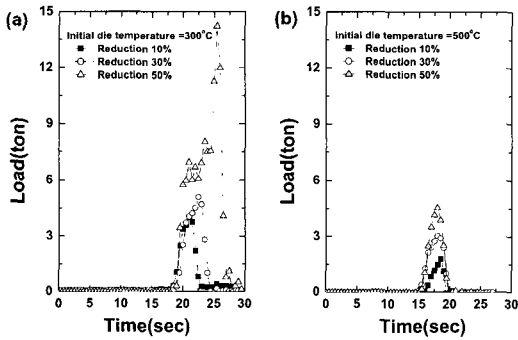


Fig. 3 Variation of forging load at (a) 300°C and (b) 500°C

을 알 수 있었다. 이는 초기 다이온도 500°C 인 경우가 300°C 에 비해 소재의 chilling 효과가 상대적으로 감소함을 나타내는 간접적인 증거이다. Fig. 3 은 초기 금형온도 300°C, 500°C 와 각각의 압축율 10%, 30%, 50%에서 시간에 따른 하중의 변화를 나타낸 것이다. 초기 금형온도 300°C 의 경우 압축율 10%, 30%의 최대하중은 각각 4.0 톤, 5.1 톤으로

큰 차이를 보이고 있지 않으나, 압축율 50%의 경우 최대하중 14.2 톤으로 큰 상승을 나타낸다. 반면, 초기 금형온도 500°C 에서는 압축율이 증가함에 따라 최대하중이 상승하지만, 상승폭은 큰 차이를 보이지 않고 있음을 관찰할 수 있다. 이러한 조건별 하중변화는 앞서 살펴본 하부다이 온도변화와 밀접한 관계가 있음을 알수 있으며, 결국 하중은 계면열전달계수의 변화에 상당한 영향을 미칠 것으로 판단된다.

#### 4.2 계면열전달계수의 결정

본 연구에서 측정된 하부다이의 온도변화 data 를 이용하여 계면열전달계수를 결정하기 위한 방법으로, 앞서 언급된 바와 같이 열전달식을 이용한 보정곡선 활용방법과 inverse algorithm 을 이용한 FE 해석방법을 이용하였다. 먼저, 열전달식을 이용한 보정곡선을 활용하는 방법으로 성형변수별 계면열전달계수를 얻었으며, Fig. 4 에 하중을 가한 경우에 대해서 초기 하부다이온도 500°C, 두께방향으로 1mm 떨어진 위치에서 측정된 결과와 보정곡선을 비교한 그래프를 나타내었다.

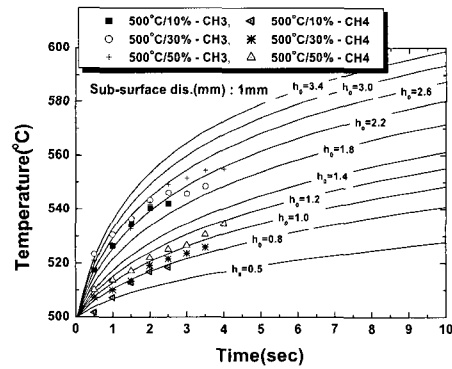


Fig. 4 The comparison of heat transfer calibration curve and experimental data

그림에서 보는 바와 같이 압축율이 증가함에 따라 열전달계수값이 증가하는 것을 관찰할 수 있다. 이는 Fig. 3 의 하중측정결과에서 알 수 있는 바와 같이 초기 다이온도 500°C 의 경우 10%에서 50%로 압축율이 증가함에 따라 하중의 증가를 가져오며, 결국 이러한 하중의 증가는 계면열전달계수를 증가시키는 것으로 판단된다. 이 방법에 의해서 CH1~ CH5 까지의 부위별 평균값으로 계면열

전달계수를 얻었으며, Table 2 에 요약하였다. 그러나, 이러한 방법에 의해 결정된 계면열전달계수는 Fig. 4 에서 알 수 있는 바와 같이 소재의 변형열, 대류 및 복사 등의 영향을 무시함으로써 각 부위별 상이한 온도변화를 설명할 수 없기 때문에 이러한 방법에 의해 얻어진 계수값을 이용하여 FE 해석을 수행할 경우 많은 오차를 수반할 수 있다.

**Table 2 Interface heat transfer coefficients determined from 1-D conduction model (unit : kW/m<sup>2</sup> °C)**

Condition \ Die temp.	Without load	10%	30%	50%
300°C	0.037-0.0706	0.86	1.06	1.46
500°C	0.03-0.052	1.08	1.3	1.48

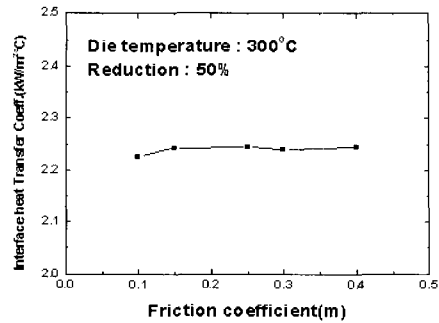
한편, inverse algorithm 을 이용한 FE 해석에 의해 계면열전달계수를 구하기 위해서는 실제 실험조건과 동일한 FE 해석이 이루어져야 하며, 앞서 언급된 열전달측정 실험상의 4 단계 중 하중제거(post-forming) 단계를 제외한 3 단계에 대해 변형 및 열전달해석이 다음과 같이 수행되었다.

(1) transfer 단계 : 가열로에서 소재를 꺼내 다이까지 이동하는 동안 대기로 빼앗기는 열손실을 감안하여 대기온도를 20 °C 로 설정하고, 초기 온도 970 °C 에서 5 초간 대기에 노출되었을 때의 열전달해석

(2) pre-forming 단계 : 금형과 소재가 접촉되는 해석을 위해 transfer 단계에서 해석된 소재의 부위별 온도에 대한 정보를 그대로 이용하고, 무하중상태에서 금형과 소재가 접촉된 상태에서의 열전달해석

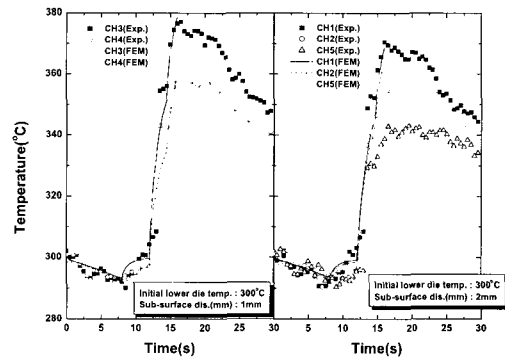
(3) forming 단계 : 실제 압축율 10, 30, 50%에 대한 압축변형 및 열전달해석

각 단계에 대한 FE 해석의 초기 mesh 는 표면에서의 온도변화 해석의 신뢰성을 증가시키기 위해서 표면부위에 fine mesh 가 적용되었다. 이때 FE 해석에 사용된 마찰계수(m)는 참고문헌(7)을 참고로 0.3 을 기본적으로 대입하였고, 또한 마찰계수 변화에 따른 계면열전달계수의 영향을 살펴보기 위해서 초기 하부 다이온도 300 °C, 압축율 50%의 조건에 대해 0.1~0.4 구간의 마찰계수 변화에 따른



**Fig. 5 Variation of interface heat transfer coefficient with friction coefficient at 300°C and 50%**

계면열전달계수의 영향을 조사하였다. Fig. 5 는 마찰계수 변화에 따른 계면열전달계수의 변화를 나타낸 것으로, 마찰계수가 증가함에 불구하고, 계면열전달계수는 일정한 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 계면열전달실험에 대한 FE 해석결과와 실험결과를 기초로 inverse algorithm 에 의해서 각 온도 및 압축율에 따른 계면열전달계수를 얻었으며, Fig. 6 은 초기 하부다이온도 300 °C, 압축율 50%에서의 온도변화에 대한 해석결과와 실험결과를 비교한 것이다.



**Fig. 6 The comparison of FE prediction and die temperature measured at 300°C and 50%**

그림에서 관찰할 수 있는 바와 같이 해석결과는 부위별로 얻어진 시간에 따른 하부다이의 온도변화를 잘 묘사하고 있음을 알 수 있다. 이러한 FE 해석과 inverse algorithm 의 적용을 통해 얻어진 계면열전달계수는 Table 3 에 요약하여 나타내었다. 이러한 계면열전달계수 측정결과와는 앞서 언급된 보정곡선을 통해서 얻어진 값에 비해 높은 계

수값을 보이고 있으며, 이것은 소재의 변형열, 대류 및 복사 등의 영향을 FE 해석시 고려하였기 때문으로 판단된다. 또한, 이러한 방법으로 결정된 계면열전달계수는 기존에 Ti-6Al-4V 합금의 성형해석에 이용되어 오던 20-40kW/m<sup>2</sup>°C 정도의 계면열전달계수값<sup>(7)</sup>에 비해 1/10 정도 낮은 값을 나타내고 있음을 알 수 있는데, 이는 일반적으로 티타늄 합금의 산화방지를 위해 사용된 glass 코팅의 영향인 것으로 판단된다.

**Table 3 Interface heat transfer coefficients determined from inverse algorithm (unit : kW/m<sup>2</sup>°C)**

Condition / Die temp.	Without load	10%	30%	50%
300°C	0.11- 0.22	1.17	1.34	2.24
500°C	0.18- 0.23	1.09	1.41	1.51

### 5. 결론

본 연구에서는 Ti-6Al-4V 합금 비등온 열간성형시 성형변수(초기 다이온도, 윤활, 압축율 등)에 따른 하부다이의 온도변화를 측정하고, 열전달식을 이용한 보정곡선을 활용한 방법과 inverse algorithm 을 활용한 FE 해석방법으로 계면열전달계수를 결정하였고, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 계면열전달 측정실험에 대한 분석에서 각 조건별온도상승폭의 변화는 하중과 밀접한 관계가 있음을 알 수 있었다.

(2) 일차원 열전도모델을 활용한 보정곡선에 의해 결정된 계면열전달계수는 pre-forming 단계의 경우 초기다이 온도 300°C 에서 0.037~0.0706 kW/m<sup>2</sup>°C, 500°C 에서 0.03~0.052kW/m<sup>2</sup>°C 로 거의 일정한 계수값을 나타내었고, forming 단계의 경우 초기다이온도 300°C 에서 0.86~1.46 kW/m<sup>2</sup>°C, 500°C 에서 1.08~ 1.48kW/m<sup>2</sup>°C 로 압축율, 즉 하중이 증가함에 따라 증가하는 경향을 나타내었다. 또한 inverse algorithm 에 의해서 얻어진 계면열전달계수는 pre-forming 단계의 경우 초기 다이온도 300°C 에서 0.11~0.22kW/m<sup>2</sup>°C, 500°C 에서 0.18~0.23kW/m<sup>2</sup>°C 이며, forming 단계의 경우 초기 다이온도 300°C 에서 1.17~2.24kW/ m<sup>2</sup>°C, 500°C 에서 1.09~1.51kW/ m<sup>2</sup>°C 로 결정되었고, 일차원 열전도 모델에 의해

얻어진 값에 비해 다소 높은 값을 나타내었다. 이것은 보정곡선에 의한 방법이 소재의 변형열, 대류 및 복사 등의 영향을 무시한 것이기 때문으로 판단된다.

(3) 초기 다이온도 300°C, 압축율 50%의 조건에 대해 0.1~ 0.4 구간의 마찰계수 변화에 따른 계면열전달계수를 구한 결과, 마찰계수가 증가함에도 불구하고 계면열전달계수에는 큰 영향이 없음을 알 수 있었다.

(4) Inverse algorithm 에 의해 최적화된 계면열전달계수를 활용하여 계면열전달 실험에 대한 FE 해석을 수행한 결과 이러한 방법에 의해서 결정된 계수값의 신뢰도가 우수함을 확인할 수 있었다.

### 후 기

본 연구는 국방과학연구소(ADD)의 연구비지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

- (1) S.L. Semiatin, E.W. Collings, V.E. Wood and T.Altan, 1987, "Determination of the interface heat transfer coefficient for non-isothermal bulk-forming processing", J. Eng. Industry, Vol.109, pp. 49~57.
- (2) P. Dadras, W.R. Wells, 1984, "Heat transfer aspects of non-isothermal axisymmetric upset forging", J. Eng. Industry, Vol.106, pp. 187~195.
- (3) Y.T. Im, 1989, "Investigation of heat transfer and simulation of metal flow in hot upsetting", J. Eng. Industry, Vol.111, pp. 337~344.
- (4) M.A.Kellow, A.N.Bramley and F.K.Bannister, 1969, "The measurement of temperatures in forging dies", Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol.9, pp. 239~260.
- (5) W.Nshama, J.Jeswiet, P.H. Oosthuizen, 1994, "Evaluation of Temperature and Heat Transfer conditions at the Metal Forming Interface", J. Mater. Process. Technol. 45, pp. 637~642.
- (6) Z.M. Hu, J.W. Brooks and T.A. Dean, 1998, "The interfacial heat transfer coefficient in hot die forging of titanium alloy", Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol.212, Part C, pp. 485~496.
- (7) DEFORM users manual, 1995, Version7.0, Scientific Forging Technologies Cooperation, Columbus, OH.