



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

Stellite 21로 하드페이싱된 열간 단조
금형의 열응력제어층 설계 연구

A Study of Design of Thermal Stress Control Layer for
Stellite 21 Hardfaced Hot Forging Die



한국해양대학교 대학원

기계공학과

윤 주 환

본 논문을 윤주환의 공학석사 학위논문으로 인준함.



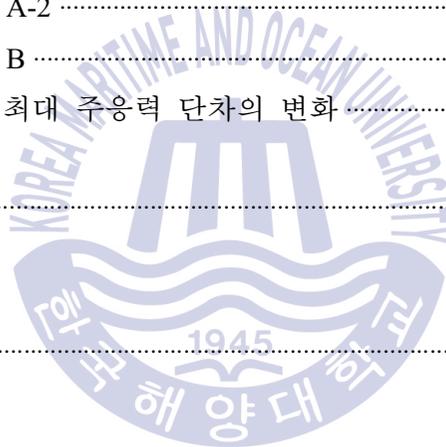
2016년 12월 20일

한국해양대학교 대학원

목 차

Abstract	iv
Nomenclature	vi
List of Tables	vii
List of Figures	viii
1. 서론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 연구 목적	2
1.3 연구 내용	2
2. 유한요소 해석의 이론적 배경	3
3. 유한요소 해석을 통한 하드페이싱 구간 선정	8
3.1 공정 해석	8
3.2 마모 모델식	11
3.3 마모 해석 결과 및 실험	12
3.3.1 마모 해석 결과	12
3.3.2 마모 측정 결과	17
4. 유한요소 해석을 통한 열응력제어층 설계	19
4.1 열응력제어층 설계 안	21
4.2 경계 조건 및 재료 물성치	22
4.2.1 금형의 경계조건	22
4.2.2 재료 물성치	24
4.2.3 열전달 구간 스텝 증분 설정	27

4.3 최대주응력 분포 특성	28
4.3.1 공정 별 최대 주응력 단차	30
(1) Interface A	30
(2) Interface B	32
4.3.2 공정 별 최대 주응력 단차의 변화	37
5. 열응력제어층 형상 변경에 따른 공정 해석	39
5.1 열응력제어층 형상 및 공정 변수	39
5.2 최대 주응력 분포 특성	40
5.2.1 공정 별 최대 주응력 단차	43
(1) Interface A-2	43
(2) Interface B	46
5.2.2 공정 별 최대 주응력 단차의 변화	49
6. 결론	51
참고문헌	53



A Study of Design of Thermal Stress Control Layer for Stellite 21 Hardfaced Hot Forging Die

Yoon, Joo Hwan

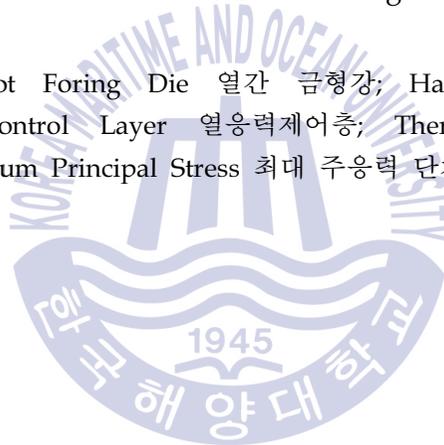
Department of Mechanical Engineering,
Graduate School of Korea Maritime and Ocean University

Abstract

Hardfacing process using metal 3D printing is being studied to improve the life of the die during the hot forging process. At this time, thermal fatigue can occur because of thermal expansion coefficient differences between two materials; substrate and hardfaced layer and the concept of a thermal stress control layer(TSCL) is introduced to solve this problem. In this study, we would like to select position and thickness of hardfaced layer and predict the proper shape, mixing ratio of Stellite 21 and thickness of TSCL for harfaced hot forging die via axi-symmetric finite element analysis. As a result of wear test of hardfaced die based on the results of wear analysis, it was confirmed that the die life was increased. The initial shape of TSCL for finite element analysis was selected by deposited certain region. The thickness of TSCL ranges from 1~2 mm

The results of each design were analyzed by deviation of maximum principal stress used to observe the possible separation at the interface. The proper design was selected as 50% of Stellite 21 mixing ratio and 1 mm thickness, but the thermal stress at the boundary of interface occurred large value. In order to this problem, the finite element analysis was performed by changing the shape of TSCL to deposit as a whole region on the substrate. Based on the results of deviation of maximum principal stress at the interface, a proper design was derived. As a result, it was found that the thickness was 1 mm and the Stellite 21 mixing ratio was 50%.

KEY WORDS: Hot Forging Die 열간 금형강; Hardfacing 하드페이싱; Thermal Stress Control Layer 열응력제어층; Thermal Stress 열응력; Deviation of Maximum Principal Stress 최대 주응력 단차



Nomenclature

K	: 벌칙 상수(penalty constant)
S_f, S_v	: 표면력 및 속도가 정의된 면
T_i	: 표면력 벡터(surface traction vector)
k	: 유동응력에 상응하는 전단응력(shearing stress)
m^*	: 마찰 상수(frictional coefficient)
t	: 소재와 금형의 접촉부에서 접선 방향 벡터
σ'_{ij}	: 편차 응력 텐서(deviatoric stress tensor)
$\bar{\sigma}$: 유효 응력(effective stress)
$\bar{\varepsilon}$: 유효 변형률(effective strain)
$\dot{\varepsilon}_{ij}$: 변형률 속도 텐서(strain rate tensor)
n_j	: 단위 법선 벡터(unit normal vector)
v_s	: 소재와 금형의 상대 속도(relative velocity)
v_D	: 금형의 속도(die velocity)
$\delta\pi$: 범함수 변분(functional variation)
u_s	: 미끄럼 속도(sliding velocity)
h_c	: 대류 열전달 계수(convection heat transfer coefficient)
T_{TSCL}	: 열응력제어층의 두께(thickness of transition layer)
ϕ	: Stellite 21의 체적비(volume ratio of Stellite 21)

List of Tables

Table 1 Simulation data for wear analysis	9
Table 2 Interface properties between workpiece and dies	9
Table 3 Material properties of SKD 61	9
Table 4 Chemical composition of SKD 61	9
Table 5 Input data for wear analysis	10
Table 6 Design alternatives of TSCL	21
Table 7 Initial temperature	21
Table 8 Process parameters	23
Table 9 Interface properties between workpiece and dies	23
Table 10 Material properties of SKD 61 and Stellite 21	24
Table 11 Chemical composition of Stellite 21	24
Table 12 Material properties of TSCL	25
Table 13 Design alternatives of TSCL	36

List of Figures

Fig. 1 Design model for analysis	7
Fig. 2 Wear map of hot forging die	12
Fig. 3 Deformed shape of workpiece	13
Fig. 4 Temperature distribution of hot forging die	14
Fig. 5 Interface pressure distribution of hot forging die	15
Fig. 6 Sliding velocity distribution of hot forging die	16
Fig. 7 Comparison of contour of hot forging die	17
Fig. 8 Comparison of the worn height	17
Fig. 9 Design of hot forging die	18
Fig. 10 Axi-symmetric model	20
Fig. 11 Manufacturing process	20
Fig. 12 Design concept of thermal stress control layer	21
Fig. 13 Design alternatives of thermal stress transition layer	21
Fig. 14 Selected points for evaluation of results	28
Fig. 15 Maximum principal stress distribution at 80% of forging process	28
Fig. 16 Maximum principal stress distribution at dwelling process	28
Fig. 17 Maximum principal stress distribution at chilling process	28
Fig. 18 Maximum principal stress results on the interface A after forging process	30
Fig. 19 Maximum principal stress results on the interface A after dwelling process	31
Fig. 20 Maximum principal stress results on the interface A after chilling process	31

Fig. 21 Distribution of deviation of principal stress at forging process	32
Fig. 22 Maximum principal stress after results on the interface B after 80% of forging	33
Fig. 23 Maximum principal stress results on the interface B after last step of forging	33
Fig. 24 Maximum principal stress results on the interface B after dwelling process	35
Fig. 25 Maximum principal stress results on the interface B after chilling process	36
Fig. 26 Maximum principal stress results deviation on the interface A	38
Fig. 27 Maximum principal stress results deviation on the interface B	38
Fig. 28 Design alternatives of thermal stress transition layer	38
Fig. 29 Selected points for evaluation of results	40
Fig. 30 Maximum principal stress distribution of Case 2 at 80% of forging process	40
Fig. 31 Maximum principal stress distribution of Case 2 at dwelling process	28
Fig. 32 Maximum principal stress distribution of Case 2 at chilling process	28
Fig. 33 Distribution of deviation of principal stress at forging process	42
Fig. 34 Maximum principal stress results on the interface A-2 after 80% of forging	44
Fig. 35 Maximum principal stress results on the interface A-2 after last step of forging	44
Fig. 36 Maximum principal stress results on the interface A-2 after dwelling process	45
Fig. 37 Maximum principal stress results on the interface A-2 after chilling process	45

Fig. 38 Maximum principal stress after results on the interface B after 80% of forging	47
Fig. 39 Maximum principal stress results on the interface B after last step of forging	47
Fig. 40 Maximum principal stress results on the interface B after dwelling process	48
Fig. 41 Maximum principal stress results on the interface B after chilling process	48
Fig. 42 Maximum principal stress results deviation on the interface A-2 ...	50
Fig. 43 Maximum principal stress results deviation on the interface B	50



제 1 장 서 론

1.1 연구 배경

열간 단조 공정(Hot forging process)은 가장 오래된 금속 성형 공정 중 하나이다. 단조 공정으로부터 소재는 기계적 특성, 짧은 생산 시간, 우수한 품질 그리고 재료 소비 감소의 특성을 가진다.[1,2] 그러나 열간 단조 공정 작업 환경은 단조 금형의 파손과 수명 저하를 초래한다. 연구자들은 열간 단조 금형의 파손 모드가 마모라고 보고하였다. 기계적 및 열 하중의 반복 주기에 의해 발생된 마모는 열간 소재와 금형 사이에서 국부적인 결함과 금형의 열연화 현상(Thermal Softening)을 유발한다.[3] 최근, 내마모성 재료 적층을 통해 열간 단조 금형의 수명을 개선하기 위하여 연구가 꾸준히 진행되고 있다. 금속 3D 프린팅 공정의 개발 이래로, 하드페이싱 공정(Hardfacing process)이 금형 표면의 마모 현상을 극복하기 위한 한 가지 대안으로 제시되고 있다.[4] 하드페이싱 공정이란 열원을 이용하여 금형 표면에 고온 물성이 우수한 초합금 재료를 일정 두께 이상 적층하여, 금형의 마모, 마찰 특성을 향상 시키는 공정을 의미한다. 하드페이싱 기술은 적층 방법에 따라 레이저를 이용한 레이저 파우더 기술 및 용접 공정을 이용한 금속 3차원 프린팅 공정 기술로 분류된다. 하드페이싱 기술중 임의 형상 및 경사 기능 구조를 가장 적합하게 제작 가능한 레이저 클래딩 기술이 많이 사용되고 있다. 이 기술은 레이저 파우더를 이용한 기술로서 금형 표면을 가열시킨 후 그 위에 기계적 성질이 우수한 금속 재료를 적층시켜 마모 현상을 감소시키는 공정으로 사용되고 있다.[5,6] 하드페이싱 재료는 코발트 기반의 Stellite와 같은 초합금이 주로 사용된다. 이 합금은 고온에서 높은 내마모성의 특징 때문에 실제 현장에서 사용된다.[7]

열간 단조 금형의 하드페이싱은 열간 금형강으로 기저부를 형성하고 초합금 재료를 적층하여 하드페이싱 층을 생성한다. 이 때, 기저부와 하드페이싱 층의 열팽창계수 차이에 의해 경계부에서 열 피로 현상(Thermal fatigue)이 발생할

수 있다. 열 피로 현상을 해결하기 위해 Smurov 등[8]은 기저부 재료와 하드페이싱 재료를 혼합하여 열응력제어층(Thermal stress control layer: TSCL)을 생성하는 개념을 도입하였고, Ahn 등[3]과 Park[9]은 Smurov 연구를 바탕으로 두께 및 소재 조합 비중에 따른 유한요소 해석과 시험을 진행하고 있다. 기저부와 하드페이싱 층의 재료를 혼합하여 열응력제어층을 생성할 경우, 적합한 재료 혼합비와 두께 선정에 대한 연구가 필수적이다.

1.2 연구 목적

본 논문의 목적은 실제 트럭에 적용되는 차축 제작에 사용된 열간 금형의 열 피로 현상을 완화시키는 최적의 열응력제어층을 설계 및 도출하는 것이다. 2차원 유한요소해석(Finite element analysis: FEA)을 통해 열응력제어층의 두께 및 조성비에 따른 경계면의 응력 경향을 분석하여 열간 단조 공정에 적합한 두께와 조성비를 도출하는 것이 연구의 목표이다.

1.3 연구 내용

일반적으로 하드페이싱의 두께와 열응력제어층의 두께, 조성비는 마모시험을 통해 수행된다.[5] 그러나 환경 제약으로 시험 대신에 이론적 수치해석 방법인 유한요소법을 통해 검증하는 방법이 널리 쓰이고 있다.[10]

본 해석에서는 열전달을 고려한 성형 해석을 통하여 하드페이싱 층과 기저부 경계면의 응력을 평가하였다. 응력의 경우, 열 피로 현상에 의한 크랙 발생 관점으로 접근 하여 최대 주응력을 관찰하였다. 실제로 열간 단조 금형에 적용할 경우 경계면에서 최대주응력 단차가 최소화된 설계안을 바탕으로 적합한 열응력제어층 결과를 도출하였다.

제 2 장 유한요소해석의 이론적 배경

유한요소법은 연속체를 여러 개의 적절한 크기의 유한요소(Finite element)로 나누어서 각 절점들의 값들을 변수로 하는 미분 방정식을 변분 원리(Variational principle), 가중잔류법(Method of weighted residual), 에너지 균형법(Energy balance approach)등을 이용하여 세우고 이 미분방정식을 이용하여 유한요소방정식을 만들어 각 절점에서의 변수 값들을 구하는 방법이다.

유한요소법을 활용하는 금속 성형에 관한 해석방법에는 탄소성 해석(Elastic-plastic analysis), 강소성 해석(Rigid-plastic analysis), 점소성 해석(viscoplastic analysis)등이 있다. 탄소성 해석은 비교적 정확한 응력값과 변형양상을 얻을 수 있지만, 매 변형단계마다 요소가 항복상태에 도달 하였는지 검사해야 하며, 비정상상태의 문제 해석시에는 변형증분량을 한꺼번에 많이 늘릴 수 없는 단점이 있다. 따라서 탄성 변형량을 무시 할 수 있는 단조나 압출과 같은 소성변형 문제에는 강소성 해법을 사용한다. 이 방법은 벌크(Bulk) 성형 해석에 있어서 해석 결과가 매우 정확하며 계산 효율이 우수한 것으로 알려져 있다.[11,12]

강소성 유한 요소법에서 가정은 다음과 같다.

- (1) 재료는 강소성체이고, 탄성 변형은 무시한다.
- (2) 바우싱거 효과(Bauschinger effect)를 무시하며, 가공 후에도 등방성을 유지한다.
- (3) 재료는 변형되어도 체적은 일정하다.
- (4) 재료는 von Mises 항복조건을 따른다.
- (5) 다이는 강체이며, 변형되지 않는다.

체적이 V 인 연속체는 접촉력이 T_i 가 정의되는 표면 S_f , 속도 v 가 정의되는 표면 S_v 로 구성되어 있다고 생각할 수 있다. 이 물체가 준 정적상태에서 미소 변형을 일으키고 관성의 효과와 체적력을 무시하면 실제의 응력과 속도장은 다음과 같은 경계조건을 만족한다.

(i) 평형 방정식(Equilibrium equation)

$$\sigma_{ij,i} = 0 \quad (1)$$

(ii) 적합 방정식(Compatibility equation)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (2)$$

비압축성 조건 : $v_{i,j} = \dot{\varepsilon}_v = 0 \quad (3)$

(iii) 구성 방정식(Constitutive equation)

$$\sigma'_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\dot{\varepsilon}} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (4)$$

여기서

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad (5)$$

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} \quad (6)$$

σ'_{ij} 은 편차 응력이며, $\bar{\sigma}$ 와 $\dot{\varepsilon}$ 은 유효 응력과 유효 변형률 속도이다.

(iv) 경계조건(Boundary condition)

$$\sigma_{ij} n_j = T_i \quad \text{on } S_f \quad (7)$$

$$v_i = U_i \quad \text{on } S_v \quad (8)$$

여기서 n_j 는 S_f 표면에서의 단위 법선벡터이다.

평형방정식(1)은 일정 체적에 대한 임의 속도 변분량과 함께 만족된다.

따라서 식(9)와 같이 표현된다.

$$\int_v \sigma_{ij} \delta v_i dV = 0 \quad (9)$$

적합방정식(2)와 경계조건(7)에 의해 가상일의 원리를 이용하여 식(10)과 같이 표현된다.

$$\int_v \sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (10)$$

여기서 응력은 편차 응력과 정수압 응력을 포함하고, 식(11)과 같이 표현된다.

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \delta_{ij} \sigma_m \quad (11)$$

식(10)에 식(11)을 대입하면 식(12)와 같다.

$$\int_v \sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV + \int_v \sigma_m \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (12)$$

앞선 가정에 의해 물체가 변형한 후 변형 전과 체적이 같아야 한다. 이런 양상으로 거동하는 것을 비압축성이라 하고, 이 조건을 고려하기 위해 벌칙상수를 도입한다.

식(4)와 식(6)으로부터 식(13)과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} = \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}}_{ij} \quad (13)$$

한편, 벌칙상수 $K = \frac{\sigma_m}{\varepsilon_v}$ 로 표시되므로 식(13)과 K를 식(12)에 대입하면 식

(14)와 같다.

$$\delta\pi = \int_v \bar{\sigma} \delta \dot{\varepsilon} dV + K \int_v \dot{\varepsilon}_v \delta \dot{\varepsilon}_v dV - \int_v T_i \delta v_i dS = 0 \quad (14)$$

여기서, 벌칙상수 K는 매우 큰 값이다.

소성가공에서 열전달 해석을 위한 지배 방정식은 식 (15)와 같다.

$$k_1 T_{,ii} + \dot{q} - \rho CT = 0 \quad (15)$$

\dot{q} 는 소성 변형에 의한 열발생으로 식 (16)에 의한다.

$$\dot{q} = \kappa \int_v \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} dV \quad (16)$$

접촉 열과 서로 다른 소재의 열 교환을 포함한 금형 - 소재의 표면 접촉 경계 조건은 식(17)을 따른다.

$$q_1^* = \int_{S_1} \eta f_{s1} |u_{s1}| dS_1 + \int_{S_1} H \Delta T dS_1 \quad (17)$$

여기서 u_s 는 미끄럼 속도, f_s 는 마찰 응력, η 는 마찰 에너지율, H는 윤활 열 전달 계수를 의미한다.

외부 환경에 의한 대류를 포함한 자유 표면의 경계조건은 식 (18)을 따른다.

$$q_2^* = \int_{S_2} h_c (T - T_\infty) dS_2 + \int_{S_2} \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) dS_2 \quad (18)$$

여기서 h_c 는 대류 열전달 계수, T_∞ 는 주변 온도, σ 는 Stefan-Boltzmann 상수, ε 는 표면 방사율을 의미한다.

식 (16)을 식(15)에 대입하여 온도 변화 δT 로 나타내면 식 (19)와 같은 형태로 표현할 수 있다.

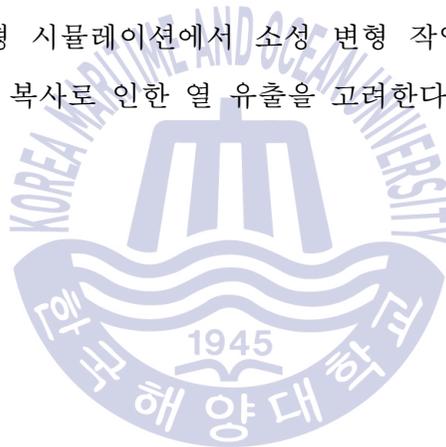
$$\int_V k_1 T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho C \dot{T} \delta T dV + \int_V \kappa \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV - \int_{S_q} q_n \delta T dS = 0 \quad (19)$$

여기서 q_n 은 열 유동으로 자유 표면과 마찰 열에 의한 대류 열, 복사 열을 포함한다.

식 (19)는 이산화 후 식 (20)과 같이 행렬 형태로 표현이 가능하다.

$$C\dot{T} + K_c T = Q \quad (20)$$

위의 식은 금속 성형 시뮬레이션에서 소성 변형 작업, 미끄럼 접촉 마찰로 인한 열 발생, 대류 및 복사로 인한 열 유출을 고려한다.[13,14]



제 3 장 유한요소 해석을 통한 하드페이싱 구간 선정

열응력제어층 설계에 앞서 적절한 하드페이싱 구역 선정을 위해 마모 해석을 수행하였다. 금형의 마모 평가는 실험을 통해서 평가를 기초로 하지만 경제적인 문제등을 고려하여 많은 연구자들이 유한요소 해석을 통해 금형 마모를 평가하였고 실험 결과와 매우 유사한 것으로 확인이 되었다.[15] 본 연구의 유한요소 해석에 사용된 프로그램은 소성가공에 강점이 있는 Deform V11을 이용하여 3D 해석을 수행하였다.

3.1 공정 해석

마모 해석을 진행하기 위한 금형의 모형은 Fig. 1의 (a)와 같고, (b)의 그림은 해석의 초기 형상이다. 효율적인 해석을 수행하기 위하여 1/4 모델을 적용하였다. 이 절에서는 금형의 마모 평가이기 때문에 소재 뿐만 아니라 금형에도 요소를 적용하였다.

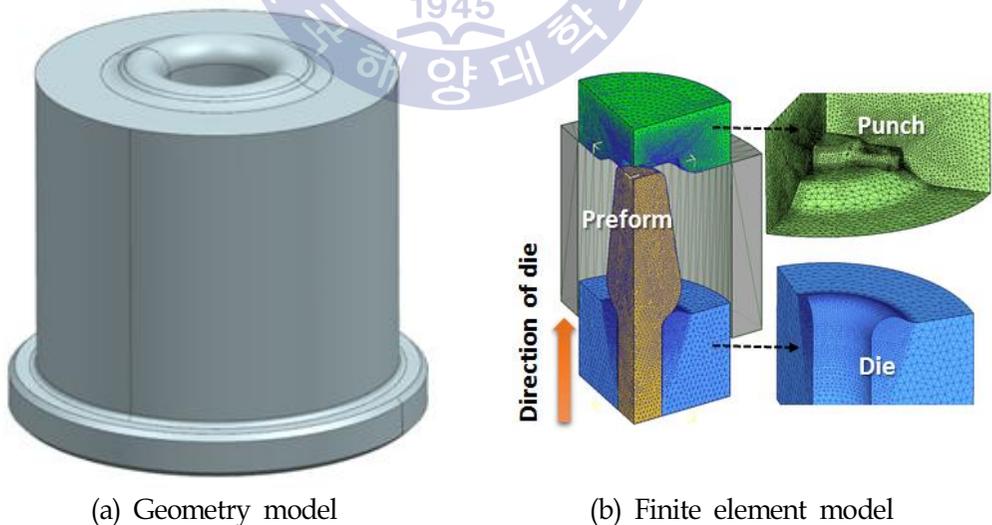


Fig. 1 Design model for analysis

공정 해석에 사용된 변수들은 실제 공정을 참고하여 금형의 이동 속도는 400 mm/s, 이동거리는 67mm로 적용하였다. 소재의 초기온도는 1200℃, 금형은 200℃로 적용하였다. 열전달을 고려한 해석이기 때문에 소재와 금형의 접촉 열전달계수 및 자연대류 열전달계수를 적용하였다. **Table 1, 2**는 각각 해석 정보 및 접촉 관계를 나타낸 것이다.

Table 1 Simulation data for wear analysis

Object type	Workpiece: Plastic Die : Rigid
Initial temperature of object	Workpiece : 1200℃ Die : 200℃
Die speed [mm/s]	400
Die pressing depth [mm]	67
Heat transfer coefficient on bottom die [W/m ² ℃]	2

Table 2 Interface properties between workpiece and dies

Object relationship	Friction	Heat transfer coefficient [W/m ² ℃]
Punch - Workpiece	0.7	11
Die - Workpiece		

해석에 사용된 열간 금형강의 재료는 SKD 61이며 **Table 3**은 재료 물성치를, **Table 4**는 SKD 61의 화학 조성비를 나타낸 것이다.

Table 3 Material properties of SKD 61

Properties	Temperature [°C]	Value
Young's modulus [GPa]	25	200
	649	113.8
	760	103.6
	1150	68.9
Thermal expansion [10 ⁻⁶ mm/mm°C]	100	10.4
	425	12.2
	650	13.1
	1370	13.86
Thermal conductivity [W/m ² °C]	20	25
	350	28.4
	605	28.7
Specific heat [J/kg°C]	460	
Density [kg/m ³]	7,760	
Poisson's ratio	0.29	

Table 4 Chemical composition of SKD 61[16]

Grade	Element (wt.%)							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V
SKD 61	0.32~ 0.42	0.08~ 1.2	0.5	0.03	0.03	4.5~ 5.5	1~1.5	0.8~ 1.2

3.2 마모 모델식

유한요소 해석으로 금형 마모를 예측하기 위해서는 마모 지배방정식 도입이 필수적으로 이루어진다. 본 연구에서 이용한 마모 방정식은 식 (21)과 같은 Archard model로서 단조 공정의 마모 예측에 적합한 지배방정식이다.[15,17,18]

$$W = \int K \frac{p^a v^b}{H^c} dt \quad (21)$$

여기서 K는 마모 계수로서 실험에 의해 구해진 값이다. a, b, c는 상수 값으로 Deform 프로그램의 열간 단조 적용시 참고값은 a, b=1, c=2이다.[19] Table 5는 해석에 적용된 경도 및 마모계수를 나타낸 것이다. H는 실험에 의해 산출된 로크웰 경도 값을 의미한다.[3]

Table 5 Input data for wear analysis

Properties	Temperature [°C]	Value
Hardness of die [HrC]	300	370
	500	281.7
Tool wear coefficient [10 ⁻⁶]	300	17.3
	500	26.1

3.3 마모 해석 결과 및 실험

3.3.1 마모 해석 결과

Fig. 2는 마모 해석을 수행한 결과로서 금형 상부 구간에서 마모량이 가장 큰 것으로 산출되었다. 이러한 결과를 바탕으로 금형의 상부에 고온에서 내마모성이 좋은 Stellite 21로 하드페이싱을 하였고 실제로 기존의 열간 금형강과 하드페이싱을 실시한 금형의 마모 실험을 통해 수명 개선 여부를 확인하였다.

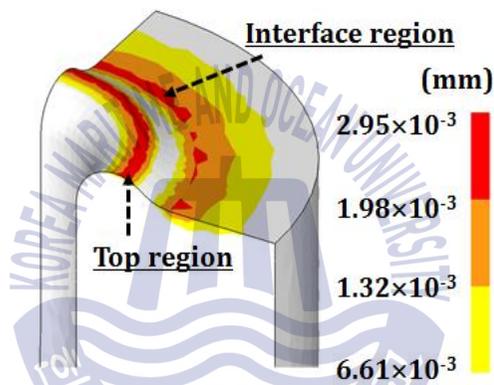


Fig. 2 Wear map of hot forging die

Fig. 3은 공정 해석 과정에서의 소재 성형을 나타낸 것이다. 본 해석에 사용된 소재는 실제 트럭에 적용되는 차축을 성형하는 과정이다. **Fig. 4~6**은 성형과정에서 발생한 접촉 온도, 압력 및 미끄럼 속도를 나타낸 것이다. 최대 접촉 온도는 단조 최종 시점에서 금형 상부에 894℃로 산출되었고, 최대 접촉 압력은 791 MPa로 금형의 내경 부분에서 상부에 가장 높게 나타났다. 미끄럼 속도는 초기 금형 상부에 최대값이 발생하고 단조 종료 시점에 가까워질수록 금형의 바깥쪽으로 최대 미끄럼 속도 발생 영역이 확대되는 것을 알 수 있다.

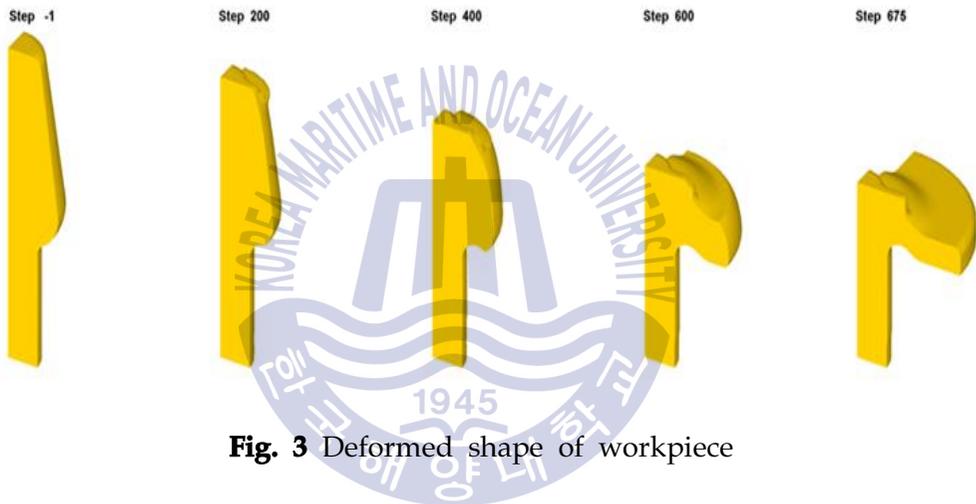


Fig. 3 Deformed shape of workpiece

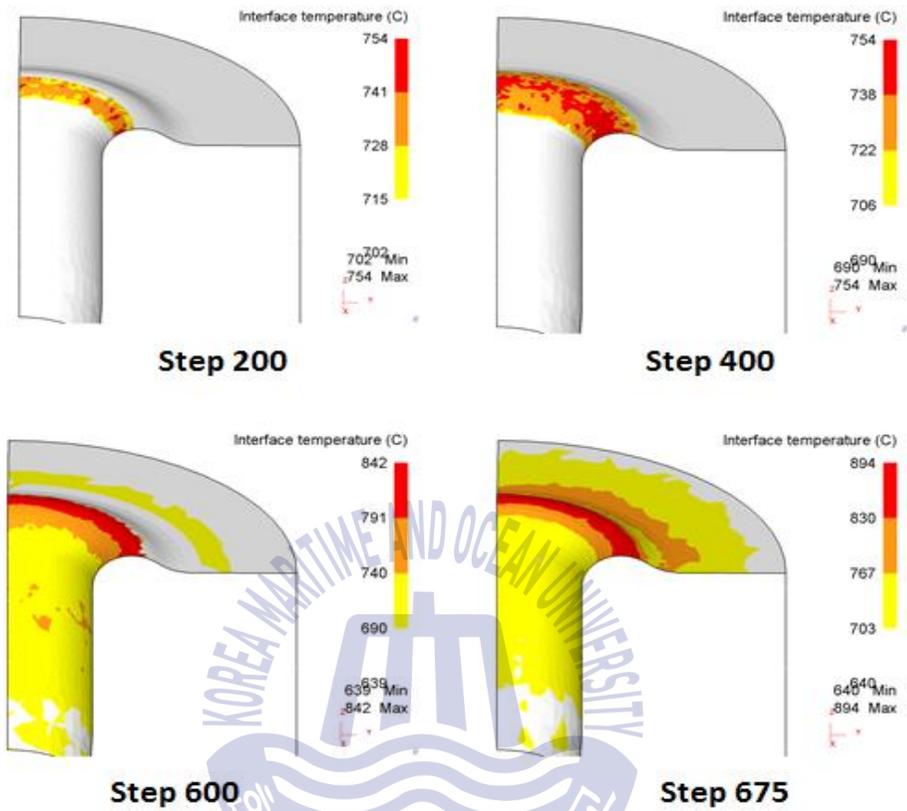


Fig. 4 Temperature distribution of hot forging die

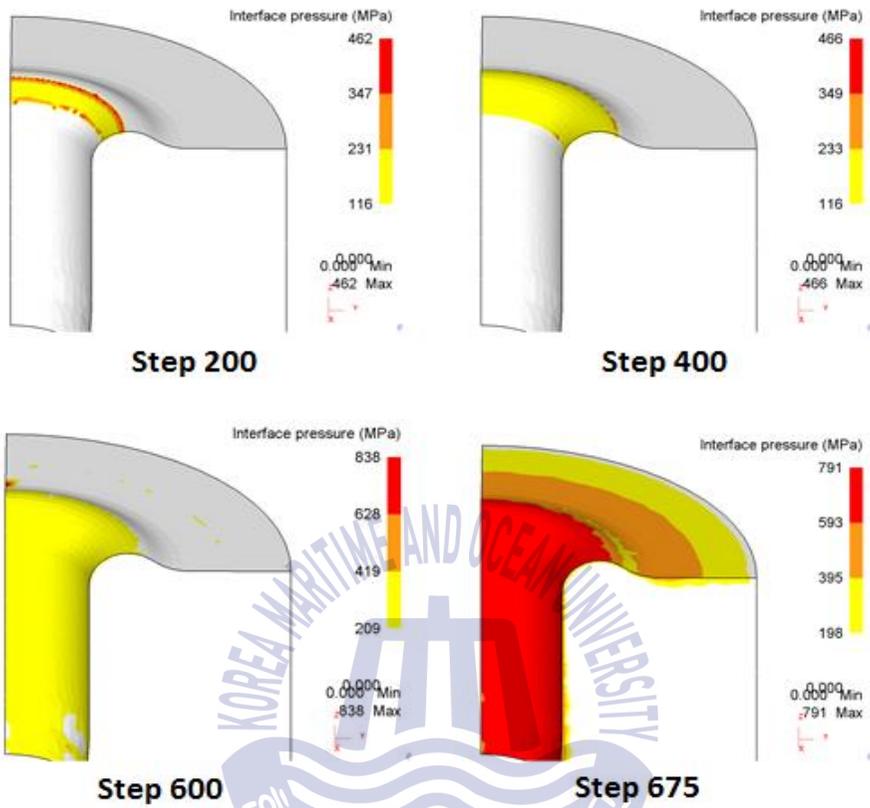


Fig. 5 Interface pressure distribution of hot forging die

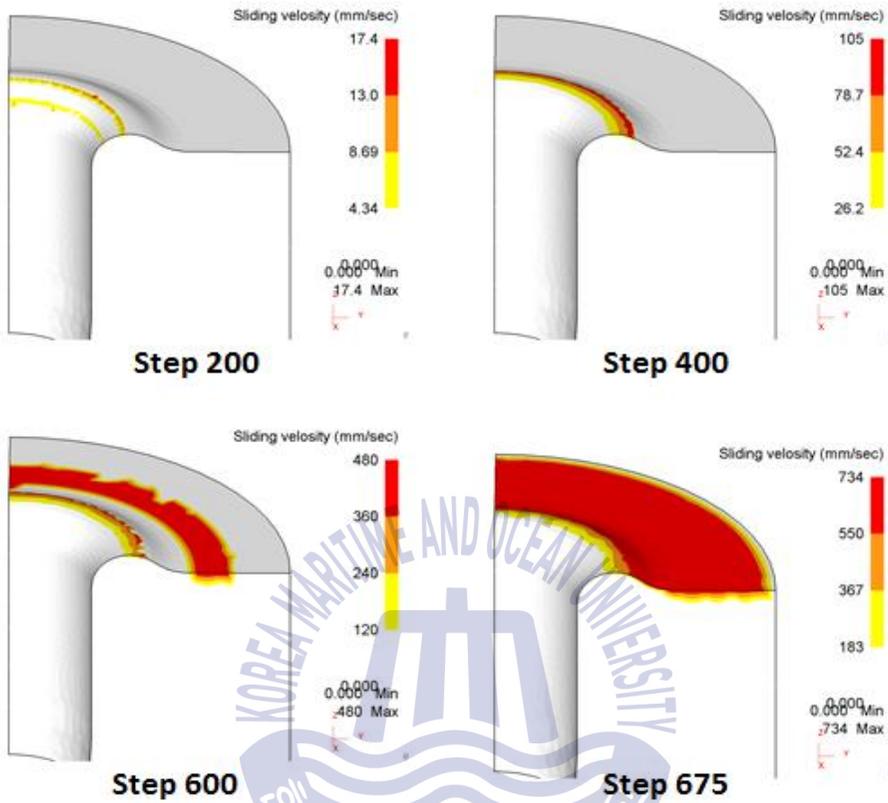


Fig. 6 Sliding velocity distribution of hot forging die

3.3.2 마모 측정 결과

Fig. 7, 8은 SKD 61 재료로 구성된 열간 금형강과 Stellite 21로 하드페이싱한 금형강의 마모 실험 후 산출한 윤곽선 및 마모량을 나타낸 것이다. 실험은 10,000타 성형을 진행하였으며, **Fig. 7**과 같이 기존의 열간 금형강 상부는 평평한 모양으로 변형됨을 확인하였다. 위의 결과들로부터 기존 열간 금형강의 문제인 마모로 인한 수명 감소가 하드페이싱 공정을 통해 향상되었다는 것을 확인하였다.[3]

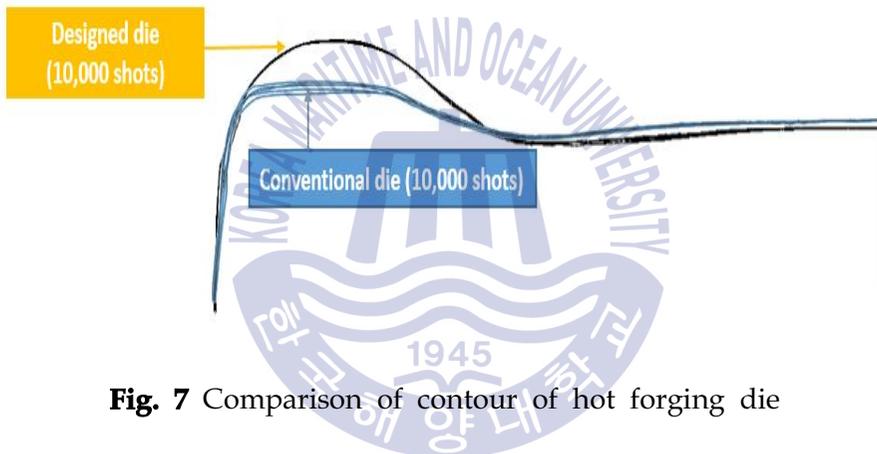


Fig. 7 Comparison of contour of hot forging die

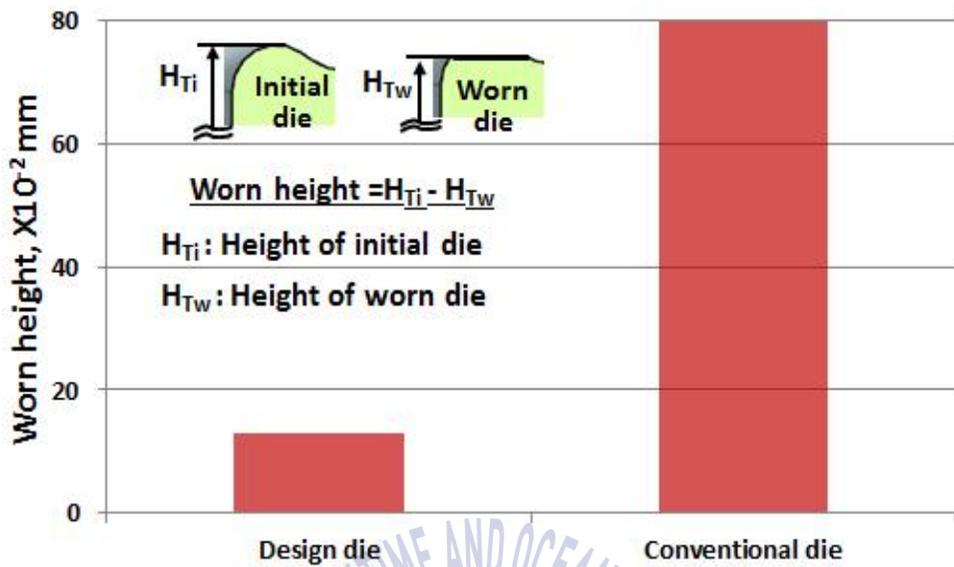
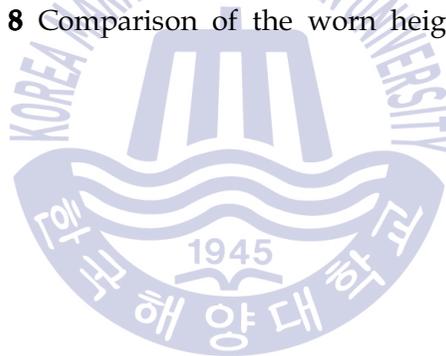


Fig. 8 Comparison of the worn height[3]



제 4 장 유한요소 해석을 통한 열응력제어층 설계

본 연구에 사용된 열간 금형은 Fig. 9의 (a)형상이며, 하드페이싱은 선행 연구의 Wear map을 바탕으로 Fig. 9의 (b)와 같이 두께 3 mm로 선정하였다. 열간단조 해석은 Fig. 10과 같이 축대칭으로 가정하고 수행하였으며 기저부의 재료는 SKD 61, 하드페이싱 재료는 Stellite 21로 선정하였다. 공정 해석은 Fig. 11과 같이 실제 현장의 공정과 비슷하게 구현하기 위해 예열(Preheating), 단조(Forging), 대기(Dwelling), 냉각(Chilling) 공정으로 나누어 수행하였다.

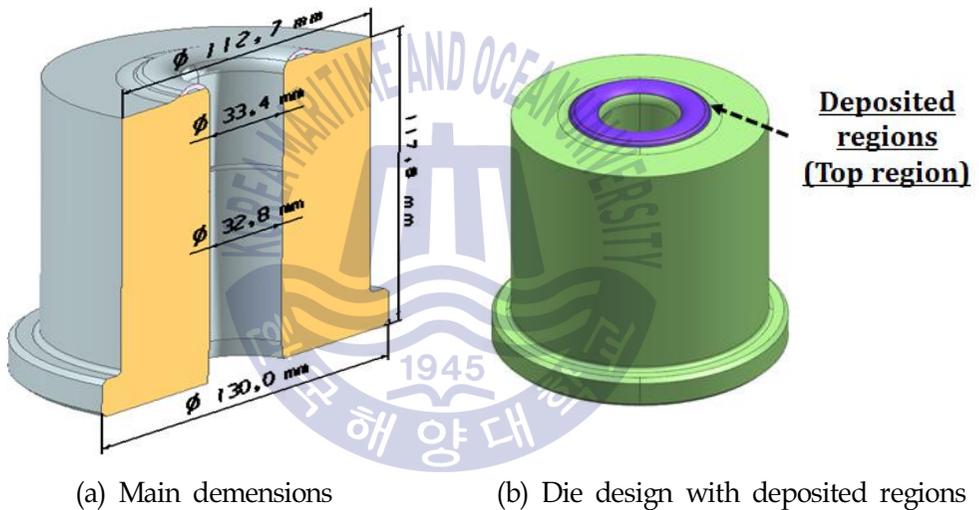


Fig. 9 Design of hot forging die

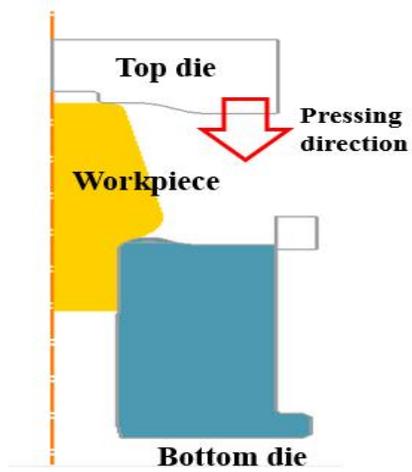


Fig. 10 Axi-symmetric model

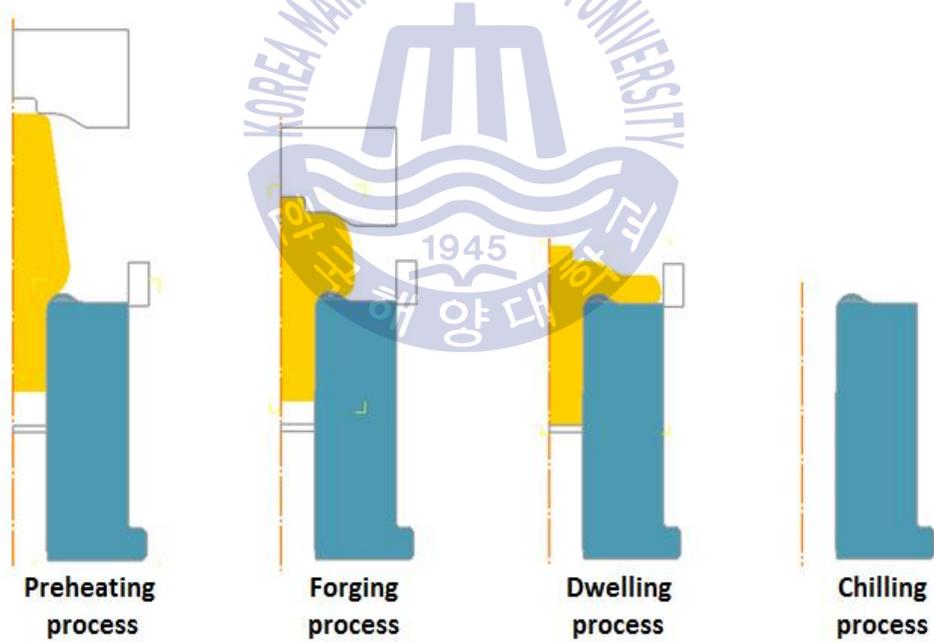


Fig. 11 Manufacturing process

4.1 열응력제어층 설계 안

본 연구에 적용된 열응력제어층은 **Fig. 12**와 같이 하드페이싱부와 기저부 사이에 위치하며, 이들의 재료를 혼합하여 생성하도록 하였다. 열응력제어층의 두께는 1~2 mm, Stellite 21 무게비율은 25~75%이며 두께 및 혼합비에 따라 **Table 6**과 같은 9가지의 설계안을 도출하였다. 열응력제어층 적층은 금속 3D 프린터를 이용한 레이저 클래딩 기술을 적용하였다. **Fig. 13**은 열응력제어층의 두께에 따른 형상을 나타낸 것이다.

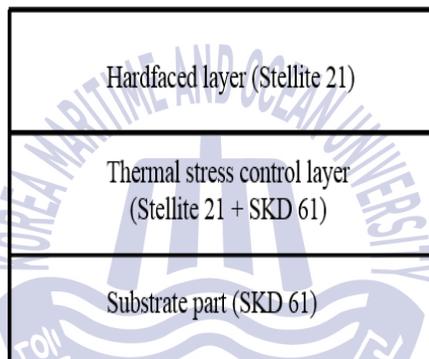


Fig. 12 Design concept of thermal stress control layer

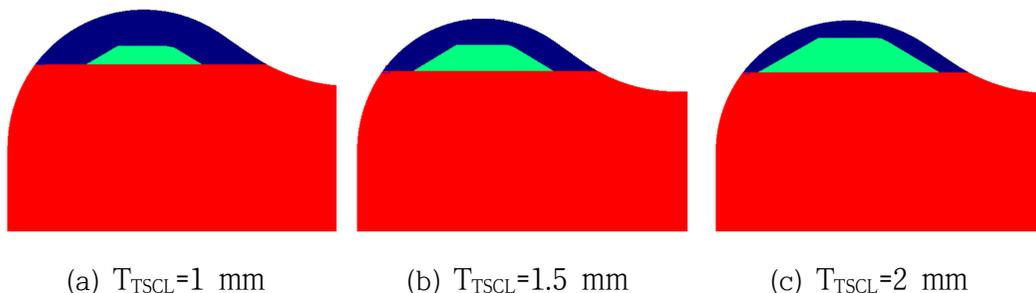


Fig. 13 Design alternatives of thermal stress transition layer

Table 6 Design alternatives of TSCL

Case	1	2	3	4	5	6	7	8	9
T_{TSCL} [mm]	1	1	1	1.5	1.5	1.5	2	2	2
Φ	0.25	0.5	0.75	0.25	0.5	0.75	0.25	0.5	0.75

4.2 경계 조건 및 재료 물성치

4.2.1 금형의 경계조건

열응력제어층 설계 조건 별 열간 성형 해석을 진행하기 위해 실제 공정을 고려하여 경계조건을 적용하였다. 소재의 온도는 열간 가공의 기준인 1150°C로 설정하였고, 금형의 초기온도는 350°C로 적용하였다. 소재와 금형간의 마찰계수는 열간 단조 참고값인 0.6을 적용하였으며 열전달을 고려한 해석이기 때문에 소재와 금형의 접촉열전달계수는 11 W/m²°C로 하였다. 열간 금형은 외부와 노출이 되어 있는 점을 고려하여 자연대류열전달계수 2 W/m²°C를 적용하였고, 상부 금형의 이동속도는 400 mm/s, 압하 깊이는 67 mm이다. **Table 7~9**는 초기 온도 및 금형의 경계 조건과 접촉 관계를 나타낸 것이다.

Table 7 Initial temperature

Component	Temperature [°C]
Workpiece	1150
Top die	350
Bottom die	350

Table 8 Process parameters

Top die speed [mm/s]	400
Top die pressing depth [mm]	67
Heat transfer coefficient on bottom die [$W/m^2\text{C}$]	2

Table 9 Interface properties between workpiece and dies

Object relationship	Friction	Heat transfer coefficient [$W/m^2\text{C}$]
Top die - Workpiece	0.6	11
Bottom die - Workpiece		

4.2.2 재료 물성치

열전달이 고려된 성형 해석에 사용된 하드페이싱부와 기저부에 적용된 재료인 Stellite 21과 SKD 61의 물성치는 **Table 10**과 같다. 각 조성비에 따른 열응력 제어층의 물성치는 다음 식과 같이 혼합법칙과 맥스웰(Maxwell)모델을 이용하여 산출하였다. 각 식의 Φ 는 Stellite 21의 무게비율을 의미한다.

$$\xi_{TSCL} = \xi_1(1-\Phi) + \xi_2\Phi \quad (22)$$

$$C_{pTSCL} = \frac{\rho_1 C_{p1}(1-\Phi) + \rho_2 C_{p2}\Phi}{\rho_1(1-\Phi) + \rho_2\Phi} \quad (23)$$

$$\frac{k_{TSCL}}{k_1} = \frac{k_2 + 2k_1 + 2\Phi(k_2 - k_1)}{k_2 + 2k_1 - \Phi(k_2 - k_1)} \quad (24)$$

식 (22)의 혼합법칙은 밀도, 열팽창계수, 탄성계수 및 푸아송 비를 산출할 수 있고, 식 (23)의 혼합법칙은 비열, 마지막으로 식 (24)은 맥스웰모델로 열전도도를 산출할 수 있다. **Table 12**는 혼합법칙 및 맥스웰모델을 통해 산출한 각 조성비에 따른 열응력제어층의 물성치는 나타낸 것이다.

Table 10 Material properties of SKD 61 and Stellite 21

	SKD 61		Stellite 21	
	Temperature [°C]	Value	Temperature [°C]	Value
Young's modulus [GPa]	25	200	25	245
	649	113.8	649	191.7
	760	103.6	760	182.2
	1150	68.9	1150	149
Thermal expansion [10 ⁻⁶ mm/mm°C]	100	10.4	427	14.3
	425	12.2	649	15.1
	650	13.1	816	15.6
	1370	13.86	2000	28
Thermal conductivity [W/m ² °C]	20	25	20	17
	350	28.4	300	18.8
	605	28.7	600	24.2
Specific heat [J/kg°C]	460		423	
Density [kg/m ³]	7,760		8,330	
Poisson's ratio	0.29		0.3	

Table 11 Chemical composition of Stellite 21[7]

Grade	Element (wt.%)							
	Co	C	Cr	Mo	Ni	Mn	Si	Fe
Stellite 21	Base	0.27	28	5	2.4	1	1.3	3.5

Table 12 Material properties of TSCL

	TSCL mixing ratio $\phi - 0.25$		TSCL mixing ratio $\phi - 0.5$		TSCL mixing ratio $\phi - 0.75$	
	Temp [°C]	Value	Temp [°C]	Value	Temp [°C]	Value
Young's modulus [GPa]	25	211.3	25	222.5	25	233.8
	649	133.3	649	152.8	649	172.2
	760	123.3	760	143.1	760	162.6
Thermal expansion [10 ⁻⁶ mm/mm°C]	100	11.05	100	11.7	100	12.4
	425	12.73	425	13.25	425	13.8
	650	13.6	650	14.1	650	14.6
Thermal conductivity [W/m ² °C]	200	25.7	200	22.9	200	20
	400	26.6	400	24.64	400	22.65
	600	27.64	600	26.53	600	25.38
Specific heat [J/kg°C]	450.2		440.8		431.8	
Density [kg/m ³]	7,903		8,045		8,188	
Poisson's ratio	0.29		0.3		0.3	

4.2.3 열전달 구간 스텝 증분 설정

열전달을 고려한 공정 해석에서 스텝 증분은 해석의 정확도에 매우 중요한 부분이다. 스텝 증분이 큰 경우 적절한 온도구배에 대한 응력 결과를 찾지 못하고, 반대로 스텝 증분이 매우 작은 경우 물리적으로 의미가 없는 온도 결과가 나올 수도 있다. 따라서 적절한 스텝 증분을 정하기 위해 다음과 같은 방법을 사용하는 것을 제시하고 있다.[20]

$$Bi = \frac{h\Delta x}{K}, \quad Fo = \frac{K\Delta t}{\rho c(\Delta x)^2}$$

$Bi < 1$ 인 경우,

$$\Delta t = \beta \frac{\rho c(\Delta x)^2}{K} = \beta \frac{(\Delta x)^2}{\alpha}$$

여기서 β 는 $0.1 \leq \beta \leq 0.5$ 의 범위이고 $\alpha = \frac{K}{\rho c}$ 로서 열확산계수를 의미한다.

$Bi > 1$ 인 경우는 Bi 와 Fo 식의 곱으로 나타낼 수 있다.

$$Bi \times Fo = \left[\frac{K\Delta t}{\rho c(\Delta x)^2} \right] \times \left[\frac{h\Delta x}{K} \right] = \left[\frac{h\Delta t}{\rho c\Delta x} \right] = \beta$$

$$\Delta t = \beta \frac{\rho c\Delta x}{h}$$

여기서 β 는 $0.1 \leq \beta \leq 0.5$ 의 범위이다.

위의 방법에 따라 스텝 증분을 계산하였을 때, $\Delta t = 0.01 \text{ sec/step}$ 이 적절한 값으로 산출되어 적용하였다.

4.3 최대 주응력 분포 특성

실제 현장에 적합한 열응력제어층을 도출하기 위해 최대 주응력 결과를 바탕으로 결과를 분석하였다. 본 연구에서의 주 관점은 서로 다른 물성치의 경계면에서 발생하는 열 피로 현상 중 하나인 박리 현상을 방지하는 것으로 인장 응력 관찰이 중요하기 때문에 최대 주응력 결과를 분석하였다. 경계면에서의 열 피로 현상을 제어하기 위해서는 최대 주응력 단차가 최소화되어야 한다.[9] 이 관점을 바탕으로 하드페이싱 부와 열응력제어층의 경계면을 Interface A, 열응력 제어층과 기저부의 경계면을 Interface B로 하여 각 공정에서의 최대 주응력 단차를 비교하였다. Fig. 14는 Interface A, B의 위치 및 최대 주응력 단차를 관찰한 위치를 나타낸 것이다. Fig. 15~17은 각 공정별 최대 주응력 분포로서 각 경계면에서 단차가 발생하는 것을 확인 할 수 있다.

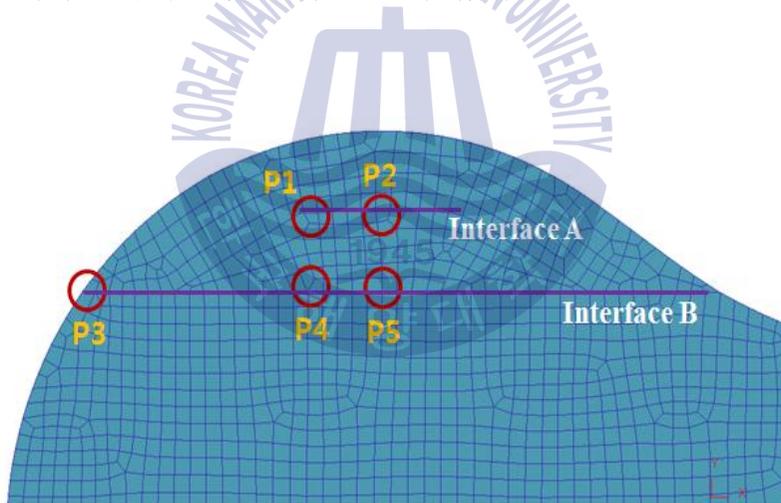
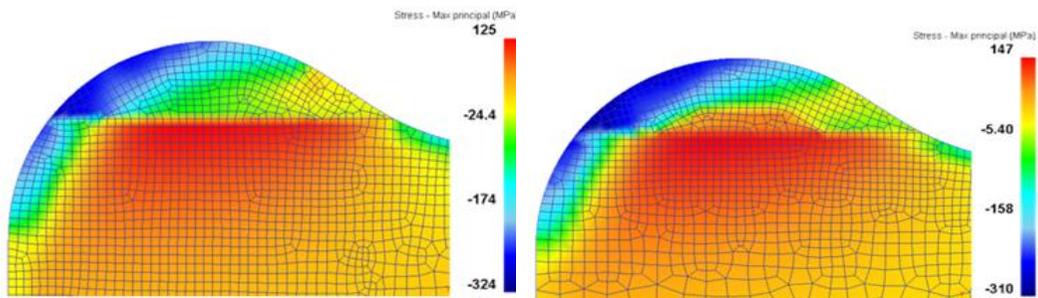


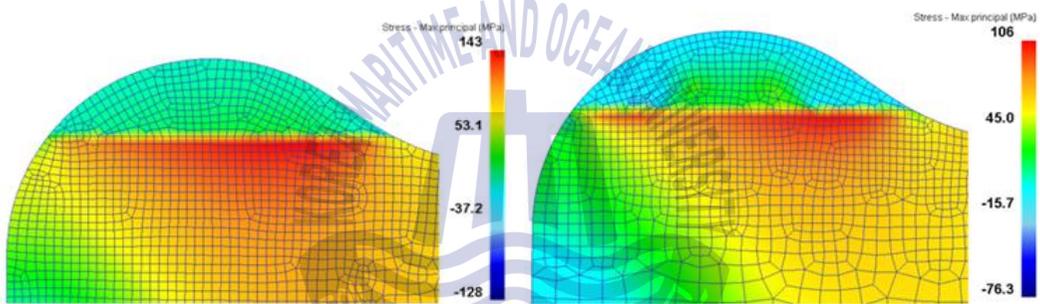
Fig. 14 Selected points for evaluation of results



(a) Hardfaced die

(b) Case 2

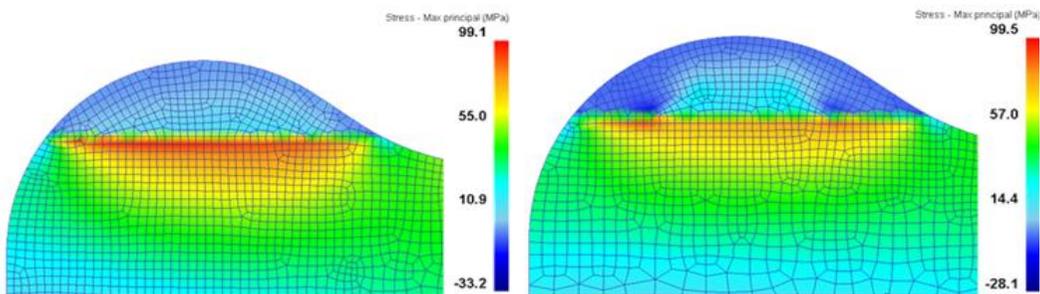
Fig. 15 Maximum principal stress distribution when 80% at forging process



(a) Hardfaced die

(b) Case 2

Fig. 16 Maximum principal stress distribution at dwelling process



(a) Hardfaced die

(b) Case 2

Fig. 17 Maximum principal stress distribution at chilling process

4.3.1 공정 별 최대 주응력 단차

(1) Interface A

Fig. 18~20의 도표는 가장 큰 최대 주응력 단차가 발생한 각 공정의 최종 시점의 결과이다. 도표를 통해 단조 구간에서 열응력제어층의 두께가 증가할수록 Interface A에서 발생하는 최대 주응력 단차가 증가하고, Stellite 21 재료 혼합비가 증가할수록 응력 단차가 감소하는 것을 알 수 있다. 대기, 냉각 구간에서는 열응력제어층의 높이와는 상관없이 Stellite 21의 조성비에 따라 응력 결과가 달라짐을 확인하였다.

최대 주응력 단차가 가장 크게 발생한 공정은 단조로서, Case 3번의 P2에서 가장 최소값인 59.3 MPa의 결과가 산출되었다. 동일한 높이를 가지면서 조성비가 다른 Case 1, 2의 결과도 Case 3과 비슷한 결과를 나타내었다. 그러나 높이가 2 mm인 Case 7~9는 Case 1~3에 비하여 약 6배 큰 응력 단차 결과가 산출되었기 때문에 부적절한 설계안으로 사료되었다.

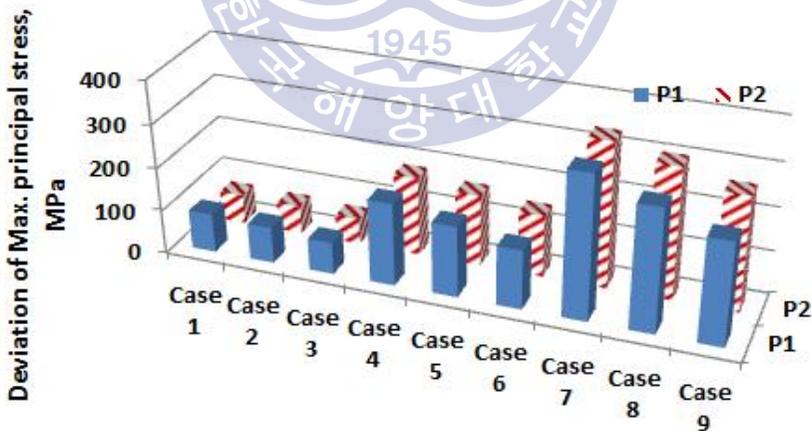


Fig. 18 Maximum principal stress results on the interface A after forging process

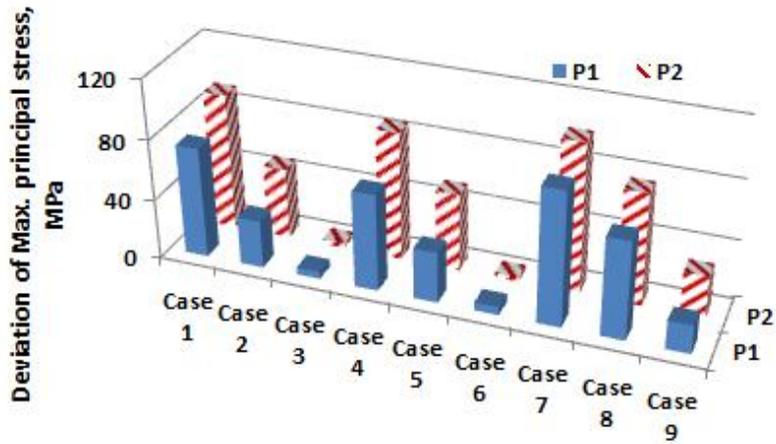


Fig. 19 Maximum principal stress results on the interface A after dwelling process

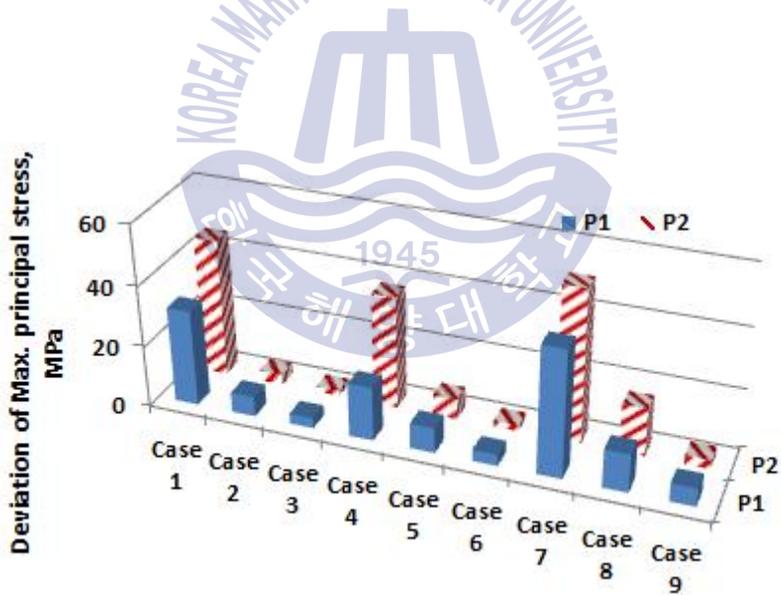


Fig. 20 Maximum principal stress results on the interface A after chilling process

(2) Interface B

경계면 내부 및 외곽부에서 발생한 최대 주응력 단차의 최대값이 발생한 시간은 **Fig. 21**과 같이 다르게 발생한다. 따라서 소재 성형의 80% 시점과 종료 시점 2가지로 나누어 결과를 나타내었다. **Fig. 22, 23**의 도표는 단조 공정에서 각 구간의 최대 주응력 단차를 나타낸 도표이다.

Fig. 22로부터 Interface B에서 발생한 최대 주응력 단차는 열응력제어층 두께와 상관없이 Stellite 21 재료 혼합비가 증가할수록 응력 결과가 증가한다는 것을 알 수 있다. 단조 최종 시점에서, P3, P4의 응력 단차는 열응력제어층의 유무와 상관없이 **Fig. 23**처럼 매우 작은 결과가 도출되었지만 **Fig. 22**를 통해 열응력제어층을 도입함으로써 열응력이 완화된 것을 확인하였다. 열응력제어층을 도입할 경우 P4, P5의 지점에서 가장 낮은 응력 단차 결과를 가진 Case 1, 4, 7이 약 23 MPa로 170 MPa의 응력 단차 결과를 나타낸 열응력제어층이 없는 경우보다 약 600% 열응력이 감소된 것을 확인하였다.

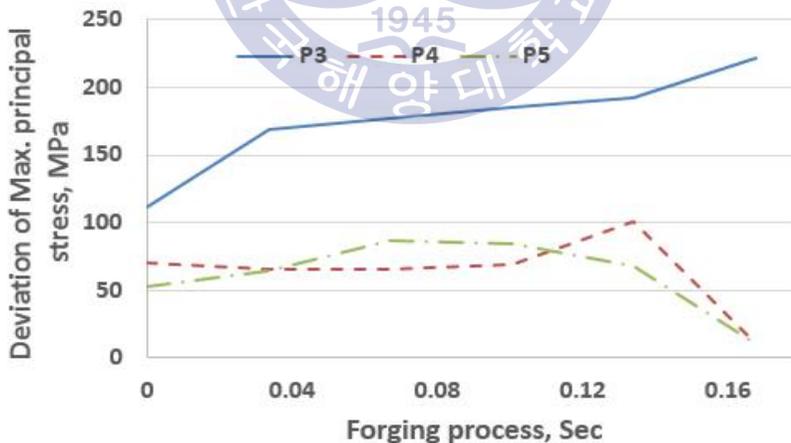


Fig. 21 Distribution of deviation of principal stress at forging process

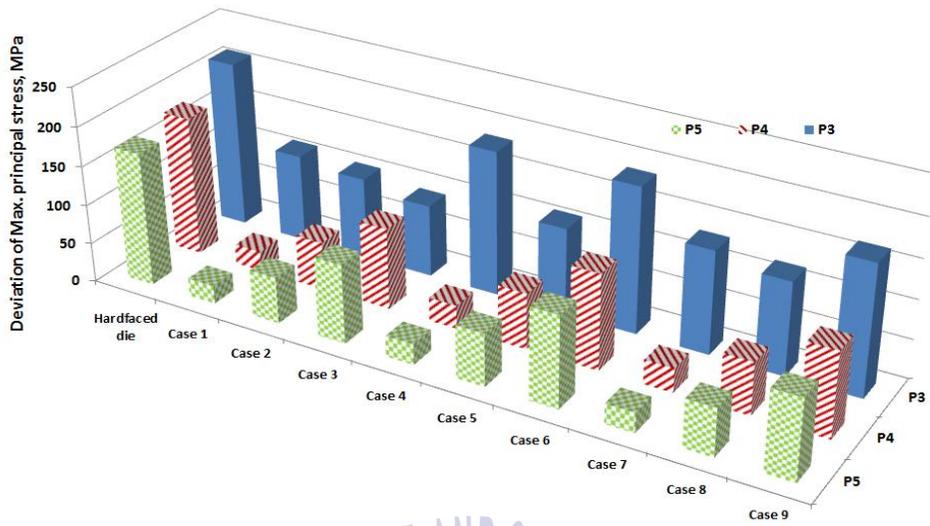


Fig. 22 Maximum principal stress after results on the interface B after 80% of forging

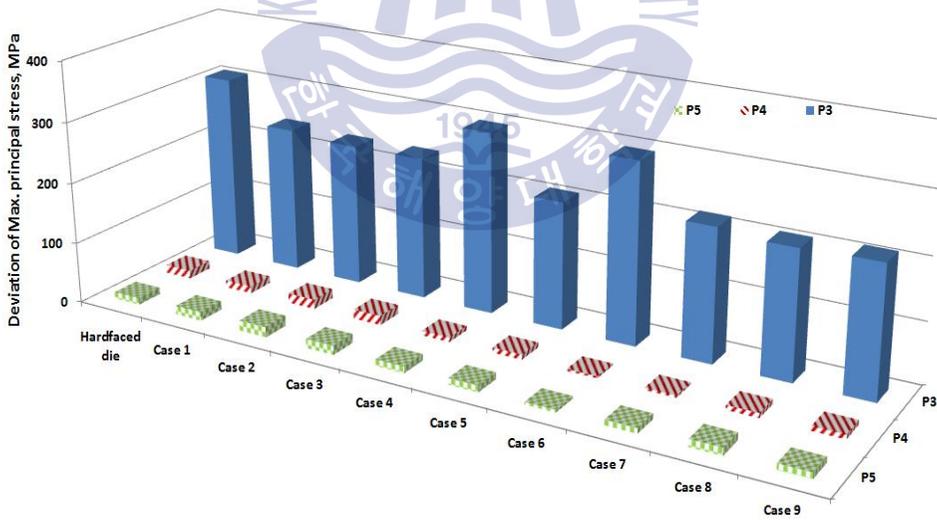


Fig. 23 Maximum principal stress results on the interface B after last step of forging

Fig. 24, 25의 도표는 대기, 냉각 공정에서 최대 주응력 단차가 가장 크게 발생된 종료 시점의 결과를 나타낸 것이다. Interface B에서 발생한 응력 경향은 단조 공정과 유사하게 열응력제어층의 높이와 상관없이 Stellite 21 혼합비 영향이 큰 것으로 확인되었다.

대기 공정에서 P4, P5 지점의 가장 낮은 응력 단차 결과를 가진 Case 1, 4, 7은 약 34 MPa로 87 MPa의 응력 단차 결과를 나타낸 열응력제어층이 없는 경우보다 약 241% 열응력이 감소되었고, 냉각 공정에서는 약 156%의 열응력이 감소되어 열응력제어층의 효과를 확인하였다.

위 결과들로부터 하드페이싱을 한 열간 금형강에 열응력제어층 높이 1 mm, Stellite 21 조성비 50%를 가진 Case 2번이 가장 적절한 설계안으로 사료되었다.



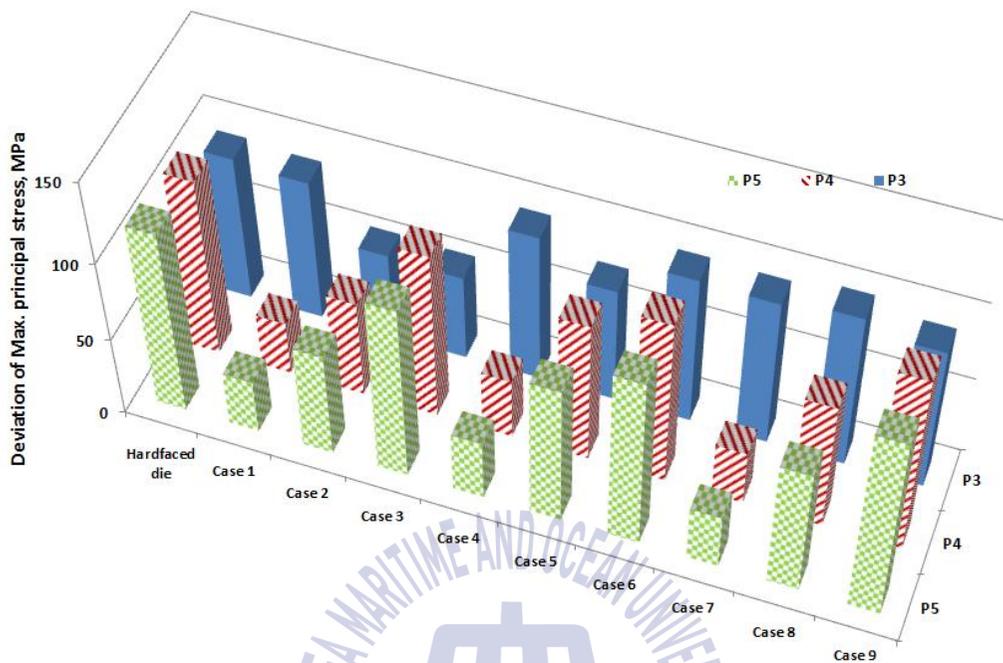
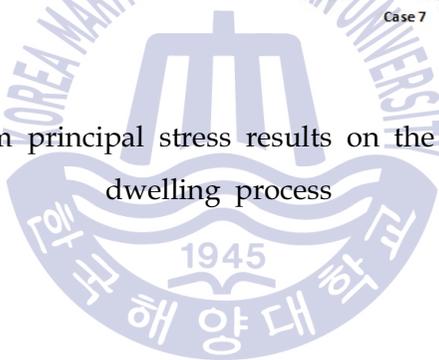


Fig. 24 Maximum principal stress results on the interface B after dwelling process



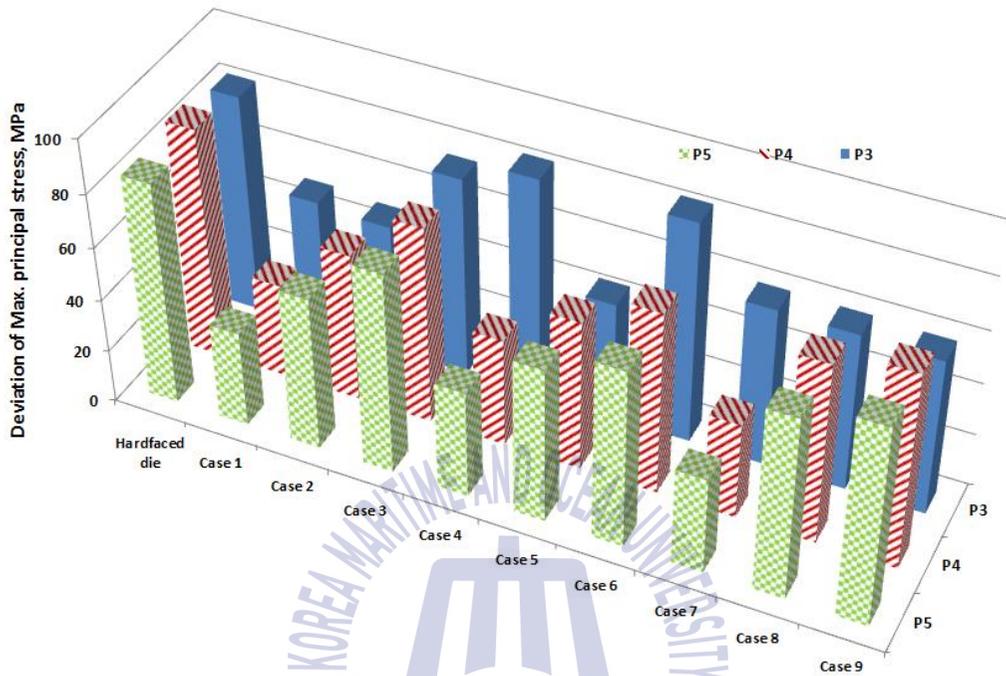


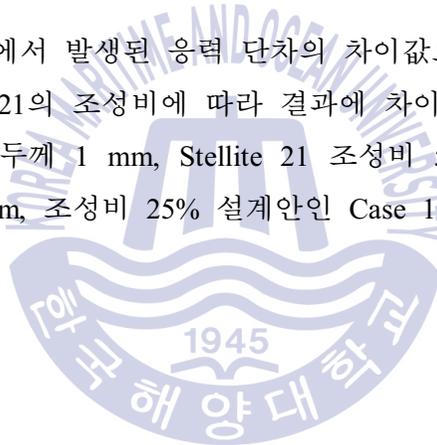
Fig. 25 Maximum principal stress results on the interface B after chilling process

4.3.2 공정 별 최대 주응력 단차의 변화

4.3.2절에서는 단조 공정부터 냉각 공정이 진행되는 동안 발생하는 최대 주응력 단차의 변화량 차이가 클수록 열 피로 현상이 발생할 가능성이 높다는 점을 고려하여 Fig. 26, 27의 도표와 같이 공정 별 최대 주응력 단차의 변화량을 산출하였다.

Fig. 26은 Interface A에서 발생된 응력 단차의 차이값으로서, 열응력제어층의 두께가 증가할수록 결과값이 증가함을 확인하였다. 열응력제어층의 두께가 1 mm 경우, 조성비에 상관없이 결과값이 약 70 MPa로 유사하게 나타났고, 최적의 두께로 산출되었다.

Fig. 27은 Interface B에서 발생된 응력 단차의 차이값으로서, 열응력제어층 높이에 상관없이 Stellite 21의 조성비에 따라 결과에 차이를 보였다. 위 결과들로부터, 열응력제어층의 두께 1 mm, Stellite 21 조성비 50% 설계안인 Case 2번 뿐만 아니라 두께 1 mm, 조성비 25% 설계안인 Case 1번도 적절한 설계안으로 도출되었다.



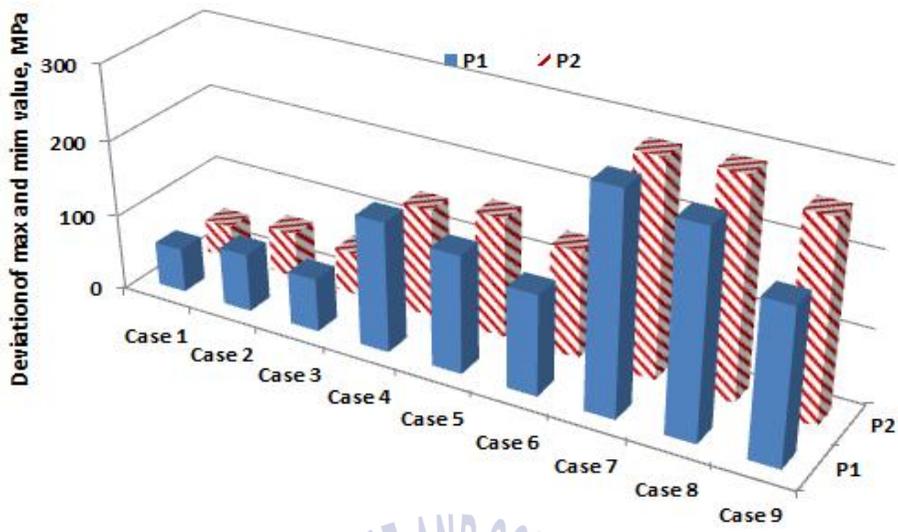


Fig. 26 Maximum principal stress results deviation on the interface A

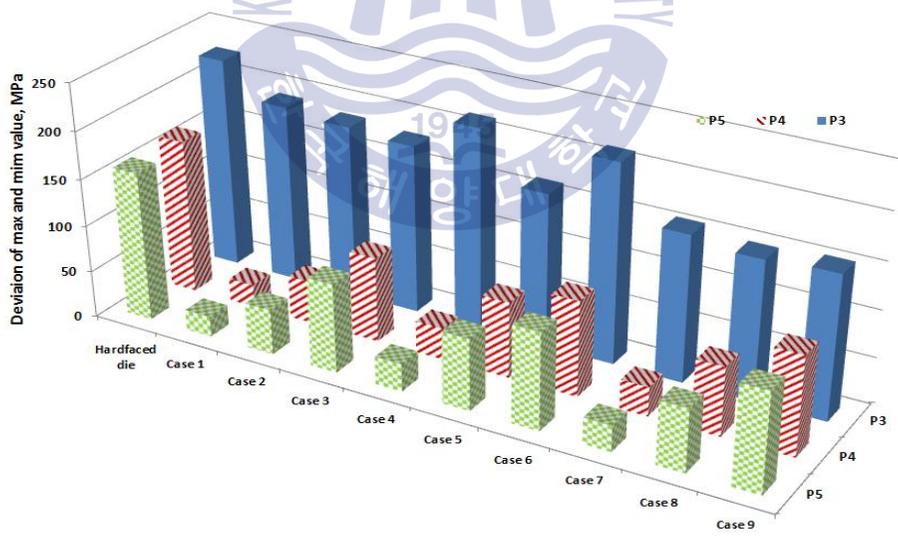


Fig. 27 Maximum principal stress results deviation on the interface B

제 5 장 열응력제어층 형상 변경에 따른 공정 해석

5.1 열응력제어층 형상 및 공정 변수

하드페이징부와 기저부의 경계면 외곽에서 발생하는 열응력을 제어하기 위해 **Fig. 28**과 같이 경계면 전체를 열응력제어층으로 적층하는 형상을 구상하였다. 설계안은 4장의 결과를 참고하여 열응력제어층 두께 2 mm를 제외한 **Table 13**과 같이 6가지로 나누었다.



Fig. 28 Design alternatives of thermal stress transition layer

Table 13 Design alternative of TSCL

Case	1	2	3	4	5	6
T_{TSCL} [mm]	1	1	1	1.5	1.5	1.5
Φ	0.25	0.5	0.75	0.25	0.5	0.75

열간 단조 공정 해석을 위한 공정 변수 및 경계 조건은 4.2절과 동일하게 적용하였다. 금형에 적용되는 재료 물성치 또한 4.2.2절의 **Table 12**와 동일하게 적용하였다.

5.2 최대 주응력 분포 특성

형상이 변경된 열응력제어층의 적절한 설계안을 도출하기 위해서 4.3절과 동일하게 최대 주응력 단차 결과를 분석하였다. 하드페이싱 부와 열응력제어층의 경계면을 Interface A-2, 열응력제어층과 기저부의 경계면을 Interface B로 하여 각 공정에서의 최대 주응력 단차를 비교하였다. **Fig. 29**는 Interface A-2, B의 영역 및 최대 주응력 단차를 관찰하기 위한 위치를 나타낸 것이다.

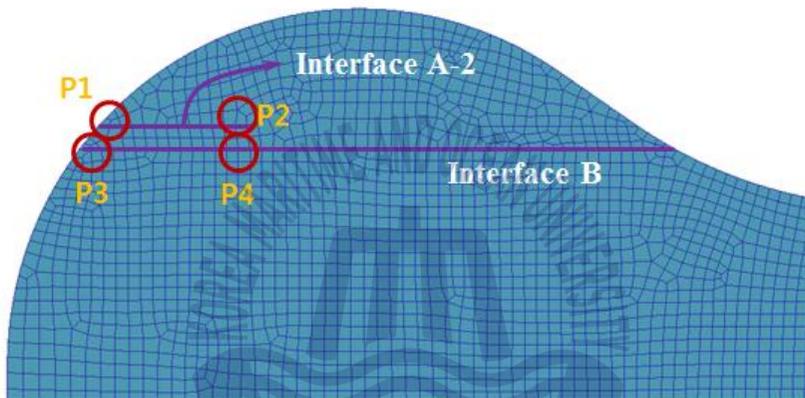


Fig. 29 Selected points for evaluation of results

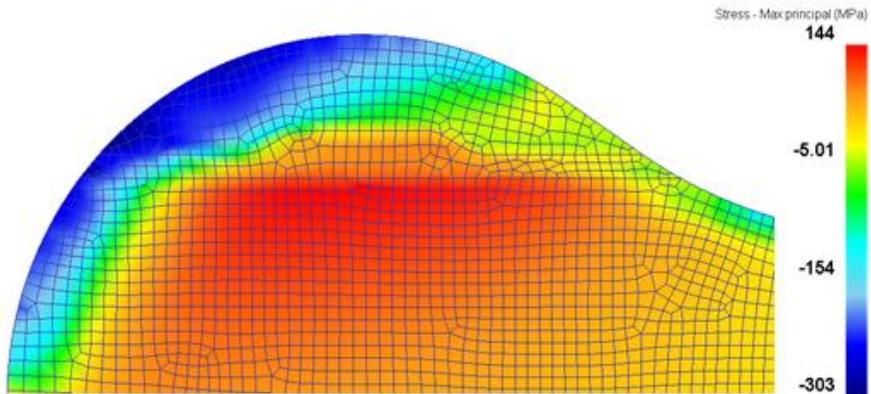


Fig. 30 Maximum principal stress distribution of Case 2 at 80% of forging process

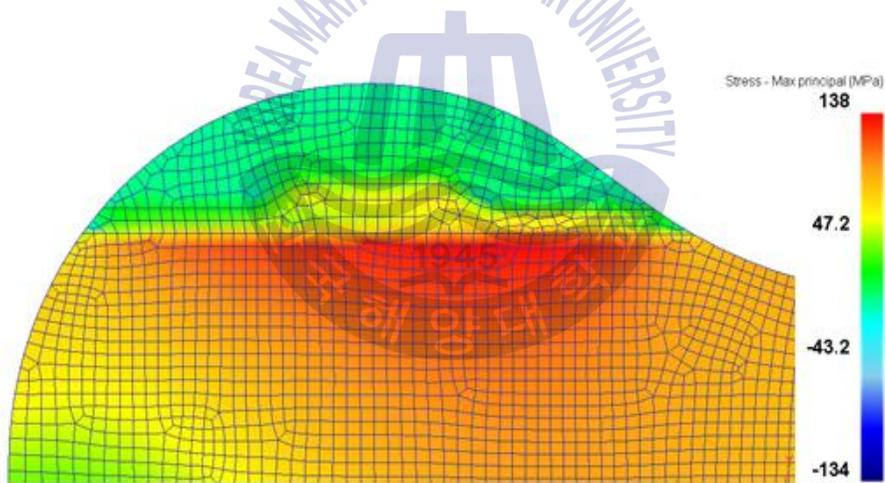


Fig. 31 Maximum principal stress distribution of Case 2 at dwelling process

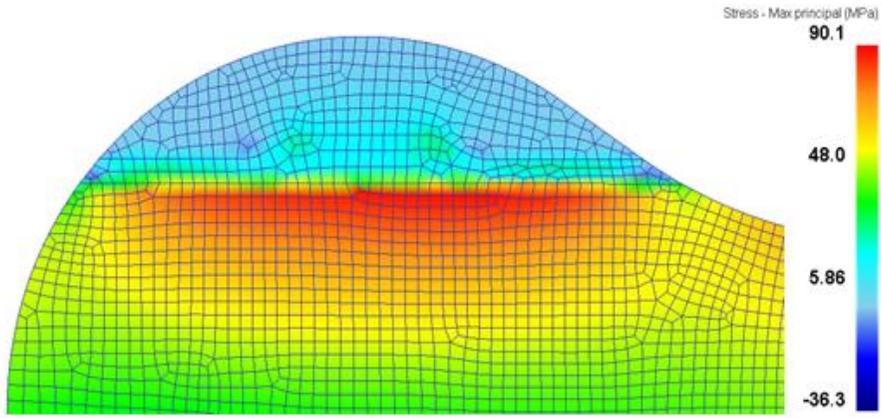


Fig. 32 Maximum principal stress distribution of Case 2 at chilling process

단조 공정에서 P1~P4의 최대 주응력 단차 결과 최대값은 **Fig. 33**과 같이 성형 80% 진행된 시점과 성형 종료 시점에서 각각 다르게 산출되었기 때문에 2가지의 시점으로 나누어 각 설계안의 결과를 분석하였다. 성형 80% 진행 후, P1의 최대 주응력 단차는 급격하게 상승하는데 이는 열응력제어층에서 발생된 압축 방향의 최대 주응력이 인장 응력으로 바뀌면서 나타난 결과이다.

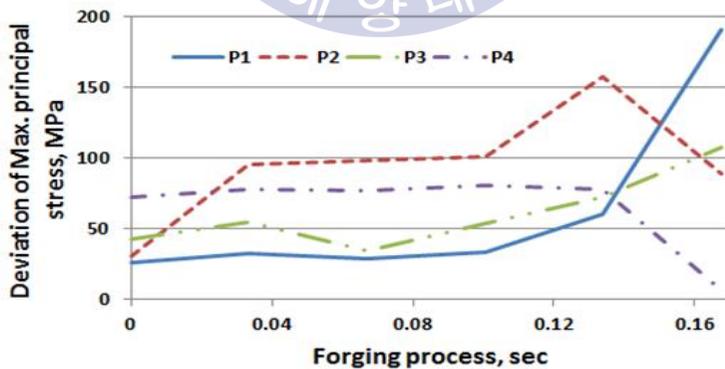


Fig. 33 Distribution of deviation of principal stress at forging process

5.2.1 공정 별 최대 주응력 단차

(1) Interface A-2

Fig. 34, 35의 도표는 각각 성형 80% 진행, 성형 종료 시점의 최대 주응력 단차 결과로서 P1은 성형 종료, P2는 성형 80% 진행 시점에서 가장 큰 값이 산출되었다. 각 도표 결과로부터 단조 공정에서 Stellite 21 조성비가 증가할수록 최대 주응력 단차는 감소하고, 열응력제어층 두께가 증가할수록 단차가 증가함을 확인하였다.

단조 공정에서 발생한 최대 주응력 단차의 최대값은 P2보다 P1이 더 높게 산출되었다. P1의 결과로부터 최대 주응력 단차가 가장 낮은 설계안은 Case 3으로 156 MPa의 단차가 발생하였고, 가장 큰 결과를 갖는 설계안인 Case 4에 비하여 41% 낮은 결과로 산출되었다.

대기 및 냉각 공정에서의 최대 주응력 단차 결과는 Stellite 21 조성비에 따라 단조 공정의 결과와 비슷한 경향으로 산출되었지만 단차 값은 작은 것으로 확인되었다.

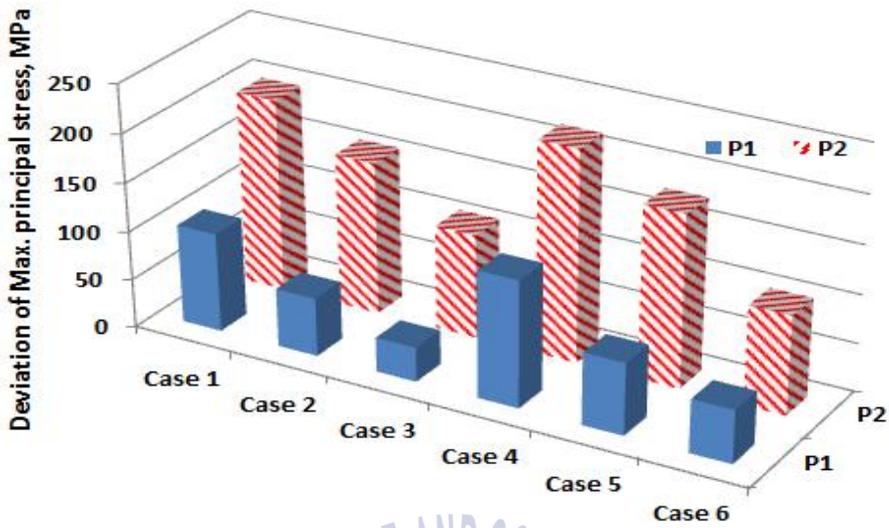


Fig. 34 Maximum principal stress results on the interface A-2 after 80% of forging

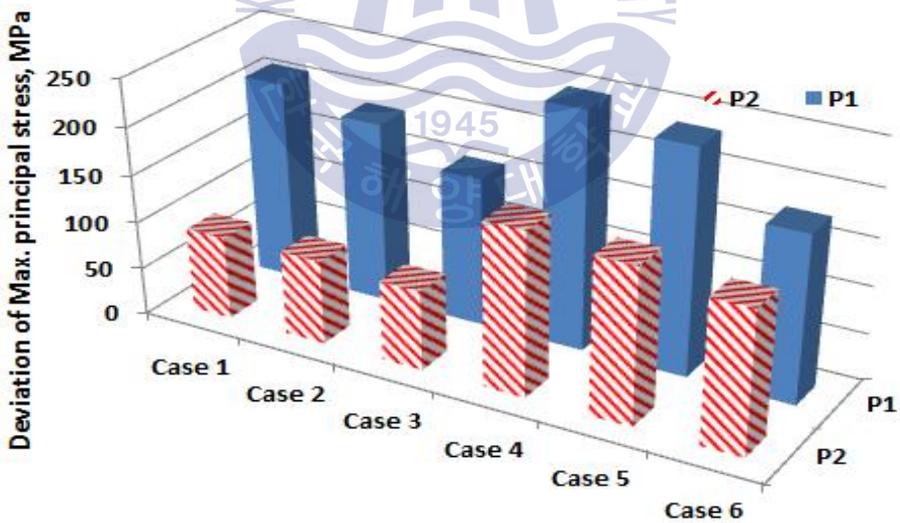


Fig. 35 Maximum principal stress results on the interface A-2 after last step of forging

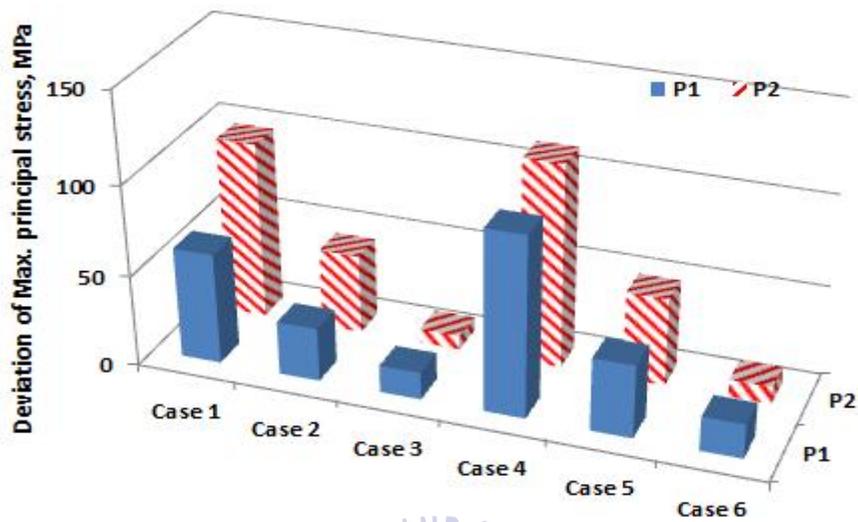


Fig. 36 Maximum principal stress results on the interface A-2 after dwelling process

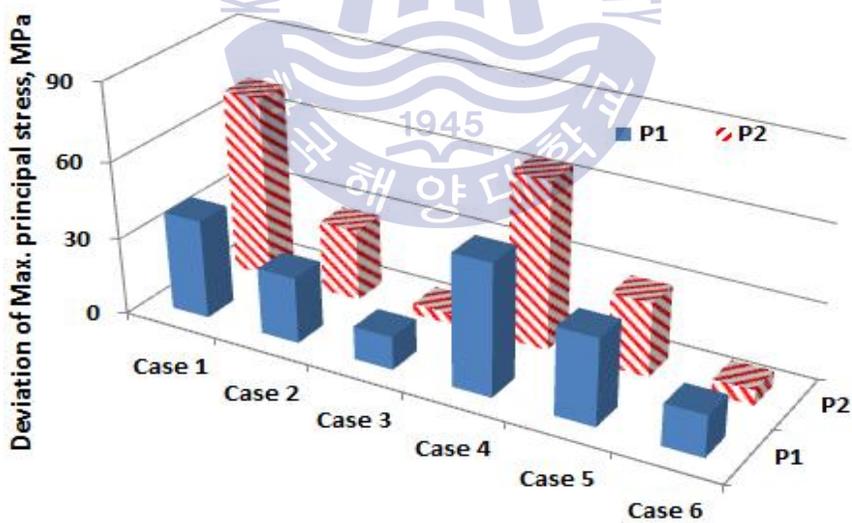


Fig. 37 Maximum principal stress results on the interface A-2 after chilling process

(2) Interface B

Fig. 38, 39의 도표는 단조 공정에서 각 구간의 최대 주응력 단차를 나타낸 도표로서, Interface A-2의 경향과 유사하게 경계면 내부와 외곽부의 최대 주응력 단차 최대값 발생 시점이 다르게 발생한다. 따라서 소재 성형의 80% 시점과 종료 시점 2가지로 나누어 결과를 나타내었다.

단조 공정의 Interface B에서 발생한 최대 주응력 단차는 열응력제어층 두께와 상관없이 Stellite 21 조성비가 증가할수록 그 값도 증가하는 것으로 확인하였다. 4.3 절에서 열응력제어가 되지 않았던 경계면 외곽부는 P3의 결과를 통해 열응력이 제어가 됨을 확인하였다. P3의 결과를 통해 Case 1이 가장 낮은 단차를 갖으며 약 38 MPa로 열응력제어층이 없는 하드페이싱된 금형의 결과보다 약 7배 낮은 것으로 확인하였다.

Fig. 40, 41을 통해 대기, 냉각 공정도 Stellite 21의 조성비에 따른 응력 단차 결과가 단조 공정과 유사한 경향을 보이고 있지만, 단차 값은 단조 공정에 비하여 낮은 것으로 확인되었다. 단조 공정과 다르게 P4의 Stellite 21 조성비 75%의 설계안인 Case3, 6 응력 단차 결과는 열응력제어층이 없는 하드페이싱 금형과 비슷한 것으로 확인되어 부적절한 설계안으로 사료되었다. 위의 결과들로부터 열응력제어층 두께 1 mm, Stellite 21 조성비 50%인 Case 2번이 가장 적절한 설계안으로 도출되었다.

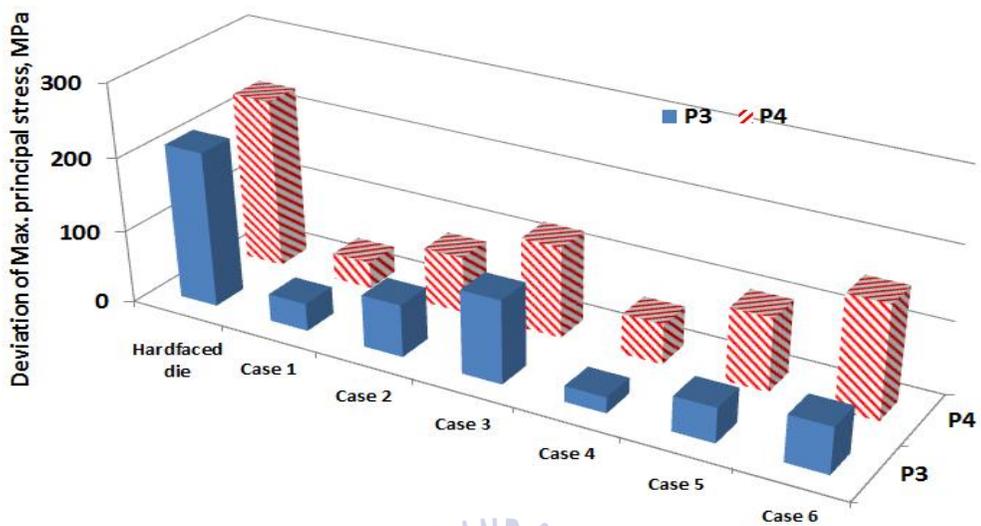


Fig. 38 Maximum principal stress after results on the interface B after 80% of forging

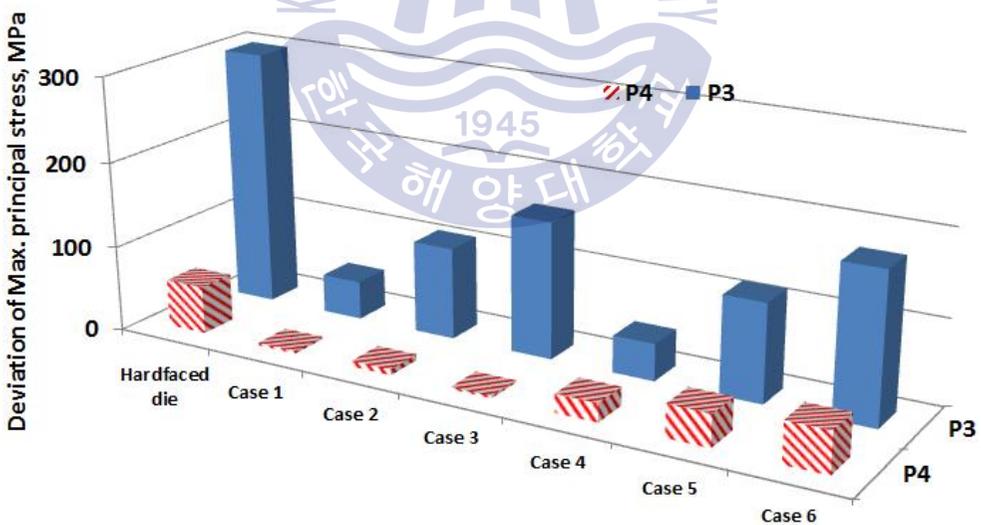


Fig. 39 Maximum principal stress results on the interface B after last step of forging

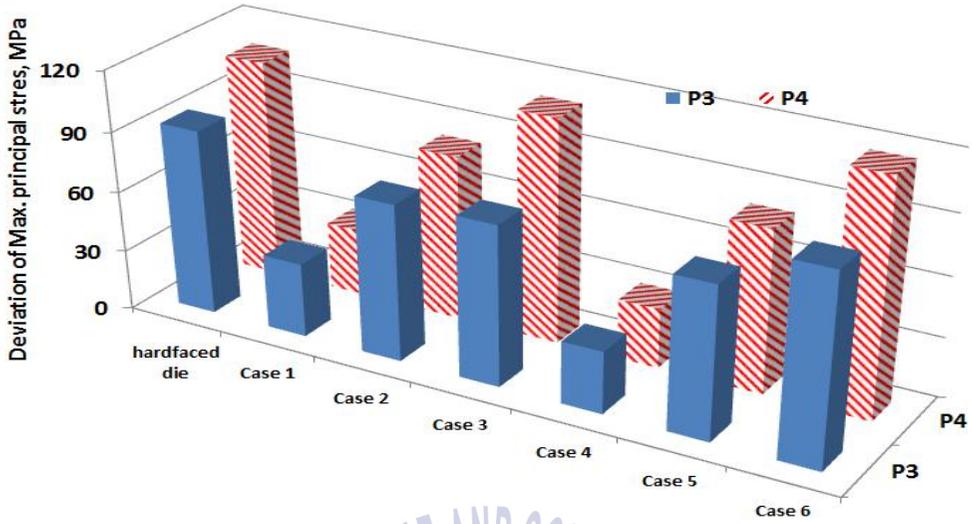


Fig. 40 Maximum principal stress results on the interface B after dwelling process

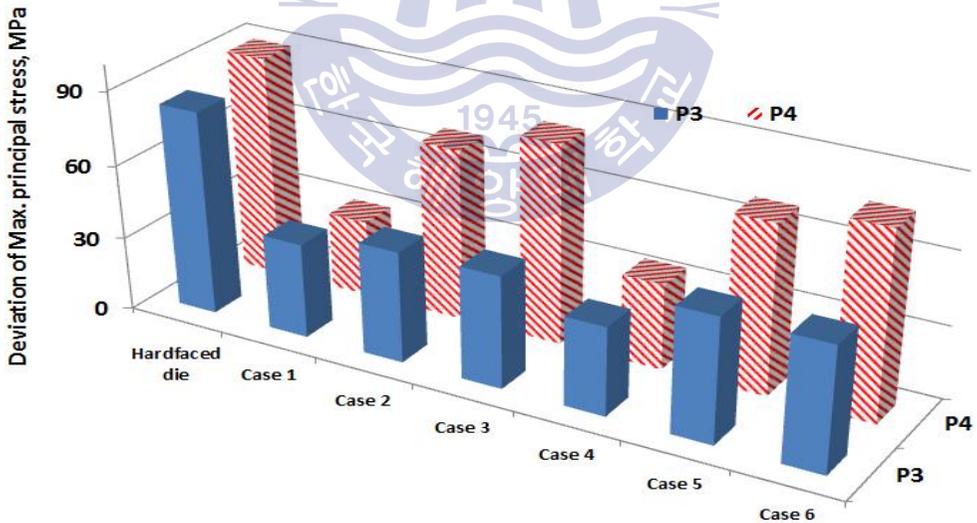


Fig. 41 Maximum principal stress results on the interface B after chilling process

5.2.2 공정 별 최대 주응력 단차의 변화

5.2.2 절에서도 4.3.2 절과 동일하게 Fig. 42, 43의 도표와 같이 공정 별 최대 주응력 단차의 변화량을 산출하였다. Interface A-2의 결과 값은 Stellite 21 조성비가 증가하고 열응력제어층 높이가 낮을수록 응력 단차의 차이가 더 낮게 나오는 것으로 확인되었다. Interface B는 열응력제어층 높이와 관계없이 Stellite 21 조성비가 증가함에 따라 그 결과도 증가함을 확인하였다.

Interface A-2와 Interface B의 결과를 비교하였을 때, Interface A-2의 값이 더 크게 나타난 것으로 산출되었다. 따라서 Interface A-2의 결과를 바탕으로 최적의 설계안을 산출하였을 때, P2에서 가장 낮은 103 MPa의 응력 단차 결과를 갖는 Case 3도 적절한 설계안으로 판단 할 수 있으나 5.2.1 절의 대기, 냉각 공정의 결과에서는 열응력 제어가 미비한 결과를 보였기 때문에 최종적으로 Case 2가 가장 적절한 설계안으로 사료된다.



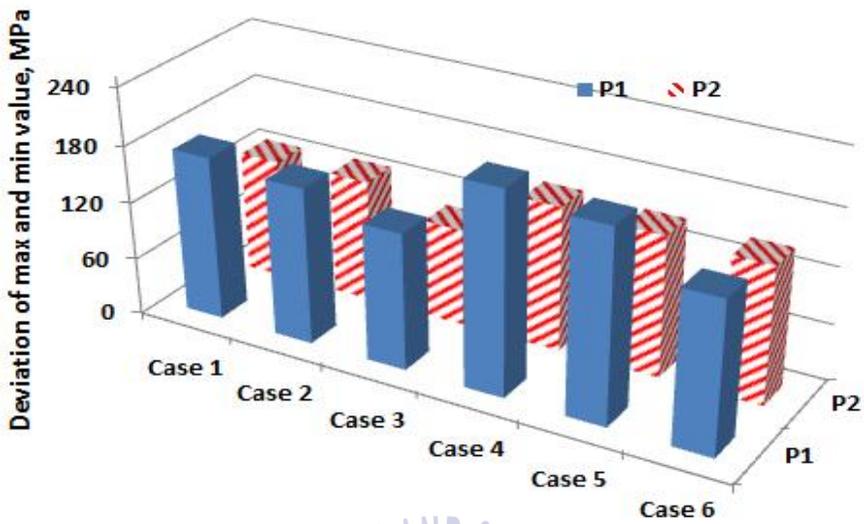


Fig. 42 Maximum principal stress results deviation on the interface A-2

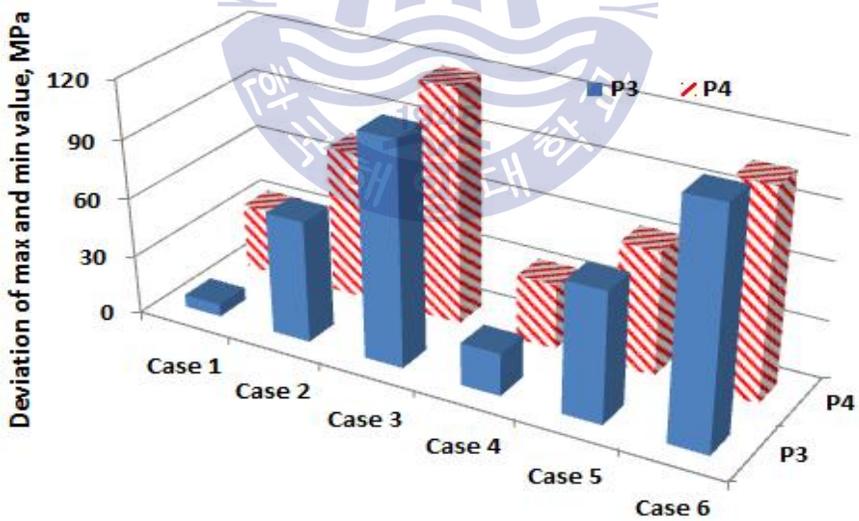


Fig. 43 Maximum principal stress results deviation on the interface B

제 6 장 결론

본 연구에서는 축대칭 유한요소해석을 이용하여 Stellite 21로 하드페이싱된 열간 금형강의 열응력제어층 재료 혼합비와 두께를 예측하였다. 초기 열응력제어층 형상의 두께 및 Stellite 21 조성비에 따라 9가지 설계안을 도출하였고 실제 공정을 바탕으로 예열, 단조, 대기, 냉각 공정으로 나누어 해석을 수행하였다. 적절한 열응력제어층을 도출하기 위해 최대 주응력 단차를 분석하여 결론을 도출하였다.

1. 단조 공정에서 하드페이싱층과 열응력제어층의 경계면(Interface A)에 발생된 최대 주응력 단차는 Stellite 21 혼합비가 증가할수록 감소하지만, 열응력제어층의 두께가 증가할수록 그 단차는 증가하는 것으로 확인되었다. 대기 및 냉각 공정에서는 열응력제어층의 두께와 상관없이 Stellite 21 조성비가 증가할수록 그 단차가 감소하는 것으로 확인하였다. 최대 주응력 단차가 가장 크게 발생한 단조 공정을 통해 열응력제어층 두께 2 mm는 부적절한 설계안으로 확인되었다.

2. 열응력제어층과 기저부의 경계면(Interface B)에 발생하는 최대 주응력 단차는 열응력제어층의 두께와 무관하게 Stellite 21 조성비가 증가할수록 단차가 증가함을 확인하였다. Interface A, B의 결과들로부터 Stellite 21 조성비 50%, 열응력제어층 두께 1 mm인 Case 2가 적절한 설계안으로 예측이 되지만 Interface B의 외곽부 열응력은 제어가 안되는 것으로 확인되어 새로운 열응력제어층 형상 설계가 필요하다.

Interface B 외곽부에서 발생된 열응력을 제어하기 위해 경계면 전체를 열응력제어층으로 적층하는 형상을 구현하여 Stellite 21 조성비와 열응력제어층 두께에 따라 6가지 설계안을 도출 및 유한요소해석을 수행하여 결론을 도출하였다.

1. 하드페이싱층과 열응력제어층의 경계면(Interface A-2)에 발생된 최대 주응력 단차는 Stellite 21 조성비가 증가할수록 감소하고, 열응력제어층 두께가 증가할수록 단차가 증가하는 경향을 보이고 있으며 이는 형상 변경 전 열응력제어층의 Interface A 결과와 유사한 형태로 나타나고 있다.

2. 열응력제어층과 기저부의 경계면(Interface B)에 발생된 최대 주응력 단차 결과 또한 형상 변경 전 열응력제어층의 Interface B 결과와 유사한 경향으로 발생한 것을 확인하였다. 기존의 열응력제어층 형상에서 발생된 문제점은 경계면 전체를 적층하여 열응력제어를 하였다. 대기 및 냉각 공정에서 Stellite 21 조성비 75%의 설계안은 열응력 완화 정도가 미비하기 때문에 부적절한 것으로 사료된다.

3. Interface A-2, B의 결과를 통해 형상이 변경된 열응력제어층의 두께 1 mm, Stellite 21 조성비 50%를 갖는 설계안이 가장 적합한 열응력제어층 설계로 예측되었다.

참고문헌

- [1] Kashani. H, A. Amadeh and Vatanara. M. R, 2008, "Improvement of wear resistance of hot working tool steel by hardfacing Part 2 - Case study", Materials Science and Technology, Vol 24, pp. 356-360
- [2] Kohopoa. J, Hakonen. H and Kivivuori. S, 1989, "Wear" pp. 103-112
- [3] Ahn Dong-Gyu, Lee Ho-jin, Cho Jong-Rae, Guk Dae-Seon, 2016, "Improvement of the wear resistance of hot forging dies using a locally selective deposition technology with transition layers", CIRP Annals-Manufacturing Technology, pp 257-260
- [4] Lange, K., Cser, L., Geiger, M. and Kals, J. A. S., 1992, "Tool Life and Tool Quality in Bulk Metal Forming", CIRP Annals, Vol. 41, pp. 667-675
- [5] Park Na-Ra and Ahn Dong-Gyu, 2014, "Estimation of Hardfacing Material and Thickness of STD61 Hot-Working Tool Steels Through Three-Dimensional Heat Transfer and Thermal Stress Analysis", Trans. Korean Soc. Mech. Eng, Vol 38, No. 4, pp. 427-436
- [6] 국대선, 2016, “열응력 제어층을 가진 하드페이싱층의 특성 분석”, 조선대학교 공학 석사 학위논문
- [7] Elodie Cabrol, Christine Boher, Vanessa Vidal, Farhad Rezai-Aria and Fabienne Touratier, 2014, "A wear damage assessment of high temperature forging tool", Advanced Materials Research, Vols. 966-967, pp. 103-110
- [8] Smurov, 2008, “Laser cladding and Laser Assisted Direct Manufacturing”, Surface coating technology, pp. 4496-4502

- [9] Park Na-Ra and Ahn Dong-Gyu and Oh Jin-Woo, 2014, "Estimation of the Thickness and the Material Combination of the Thermal Stress Control Layer(TSCL) for the Stellite 21 Hardfaced STD61 Hot Working Tool Steel Using Three-Dimensional Finite Element Analysis", Trans. Korean Soc. Mech. Eng, Vol 38, No. 8, pp. 857-862
- [10] 양동열, 박치용, 조종래, 정낙연, 이영규, 1992, “대형 단조를 위한 성형공정 개발/공정해석/물성평가 연구”, 한국과학기술원
- [11] 정호승, 2001, “금형강의 동적 및 정적 재결정 거동과 미세조직 변화에 관한 연구”, 한국해양대학교 기계공학과 석사학위논문
- [12] 김영석, 2003, “소성역학”, 시그마 프레스
- [13] Zienkiewicz, O. C, 1977, "Finite Element Method", 3rd edition
- [14] 박희천, 2006, “이종재료 마찰압접을 이용한 초내열합금 대형 배기밸브 스프링 개발”, 한국해양대학교 기계공학과 박사학위논문
- [15] Lee. J. H, Kim. D. J, Kim. B. M and Kim. H. K, 2000, "Wear Analysis of Hot Forging Die Consider Thermal Softening", Transaction of Materials Processing, Vol. 9, No. 1
- [16] Kim Min Suck, Kang Seung Min, Kim Dong Won, Kim Sang Ho, 2009, "TiN and CrN coating for the Increase of Abrasive Resistance of Extrusion Mold for Aluminium", J.Kor. Inst. Surg. Eng, Vol. 42, No. 6, pp. 272-275
- [17] Achard. J. F, 1953, "Contact and rubbing of flat surfaces", Journal of applied physics, pp. 981-988
- [18] Taylan Altan, "Cold and Hot Forging Fundamentals and Applications", The materials Information Society

- [19] Lee. R. S, Jou. J. L, 2003, "Application of numerical simulation for wear analysis of warm forging die", Journal of Materials Processing Technology 140, pp. 43-48
- [20] Kenneth H. Huebner, Earl A. Thornton, 1991, "The finite element method for engineers", A wiley-interscience publication.

