

研究論文

大韓熔接學會誌
第8卷第4號 1990年 12月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 8, No. 4, Dec., 1990

플라즈마 용사층에 발생하는 응력 해석

배강열* · 김희진*

Analysis of Thermal Stresses Developed in Plasma Sprayed Layer

K.Y. Bae*, H.J. Kim*

Key Words : Plasma Spray(플라즈마 용사), Particle(입자), ZrO₂-MgO Coating(지르코니아-마그네시아 코팅), Coated Layer(코팅층), Heat Source(열원), Temperature Distribution(온도분포), Stress Distribution(응력분포), Numerical Analysis(수치해석)

Abstract

The formation of thermal stresses by plasma spraying is generally considered as adverse. Therefore, the knowledge of stress distribution in the deposited layer during and after plasma spraying will be of special interest.

In this study finite difference heat transfer analysis and finite element stress analysis were carried out to predict the change of stress distribution in the plasma coated layer with the variations of preheat temperature, number of scan, particle size, and bond coat.

The results of the numerical analysis were as follows:

- 1) Transient stresses developed in the coated layer were up to the level of yield strength at the temperature.
- 2) The tensile stresses were developed in the deposited layer and the surface of the substrate, but the compressive stresses were developed in the rest of the substrate.
- 3) Transient and residual stresses were significantly affected by the preheat temperature.
- 4) The variations of temperature of powder particle and number of torch scan changed tensile stress distribution, but made no difference on the magnitude of the stresses.
- 5) Bond coated layer reduced the stress level of deposited layer.

* 정회원, 현대중공업(주) 종합연구소

1. 서 론

플라즈마 용사공정(plasma spraying process)은 구조재 표면에 내열·내마모·내부식등 특정한 성질을 부여하고자 하는 일종의 표면처리기법으로, 플라즈마 토오치(torch)로부터 발생하는 고온, 고속의 플라즈마 제트(jet) 내로 표면처리용 분말(powder)이 주입되어 가열, 용융, 가속되어 모재 표면에 충돌, 냉각·응고되는 과정으로 이루어 진다.

플라즈마 용사는 다른 표면처리 기법에 비해 사용이 용이하고 재료의 다양한 선택이 가능하며 모재의 입열 및 변형이 적은 등의 여러가지 이점이 있기 때문에 각종 산업분야에 다양하게 이용되고 있으나, 현재까지 기법 자체에 대해서만 잘 알려져 있을 뿐, 코팅층의 형성에 대해서는 과학적이고 체계적인 연구가 이루어 지지는 못하였다¹⁾. 그런데 코팅층의 최적상태를 얻고 적용성 보장 및 확대를 하기 위해서는 코팅층의 형성에 관한 정량적인 규명이 필요하고, 만족할 만한 작업 조건에서 실제적인 한계조건을 선정하는 것이 매우 중요하다.

용사과정에서 코팅용 분말의 각 입자는 플라즈마 내에서 용융, 가속되어 낮은 온도의 모재에 분사되기 때문에 모재에 형성되는 용사층은 급냉된다. 따라서 용사층은 급냉으로 인한 재료 자체의 변화는 물론, 냉각과정 중 모재와의 열수축 차이로 인하여 첩이 열응력을 받고, 용사완료 후에는 잔류응력이 존재하게 된다. 용사에 의해 코팅층에 발생하는 첩이 응력으로 인하여 코팅층의 박리현상 또는 미소 균열이 야기될 수 있다. Kvernes²⁾ 등에 의하면 첩이 열응력(transient thermal stress)으로 ZrO_2 -CaO 코팅의 입자층 주위에 미소균열과 코팅층의 전반에 균열이 유발됨을 볼 수 있다. 또한 코팅층에 발생된 잔류응력은 작업환경하에서 외부하중과 중첩되어 제품의 접합강도의 저하 등 내구도에 영향을 미쳐 용사기법의 적용에 제약을 가하는 원인이 된다. 코팅층의 접합강도는 접합기구의 개선과 아울러 잔류응력을 작게 함으로써 향상될 수 있다. Levine등은 모델 엔진의 시험과 분석에서 turbine blade에 행하여진 내열 코팅층의 성능 개선안 중에 특히 잔류응력의 크기가 최소화되어야 함을 제시하였고³⁾, Harris는 내열 코팅층의 두께가 매우 두꺼워야 될 경우(thick thermal barrier coating) 용사기법의 적용성 여부는 코팅층에 발생하는 잔류응력 및 잔류응

력이 외부에서 가해지는 열적, 기계적 하중에 대해 어떤 거동을 하는가에 좌우됨을 보임으로써⁴⁾ 공히 코팅층의 잔류응력이 제어되어야 함을 강조하고 있다. 따라서 용사과정에서 발생하는 응력의 크기를 줄이고, 허용하중응력을 결정하기 위해서는 용사층에 발생하는 응력의 크기 조사가 선행되어야 할 시점이다. 결국 코팅층에 발생하는 응력의 해석 및 제어는 코팅층 형성에 관한 정량적 규명의 한 방법이 되며, 최적인 코팅층 작업의 한계조건 선정, 나아가 적용성 확대에 기여하게 된다. 이에 대한 중요성은 꾸준히 인식되어 절단법^{5,6)}, X-ray 회절법⁷⁾등의 실험적인 방법을 이용하여 코팅층에 발생하는 잔류응력의 크기를 측정하고자 하는 연구가 많이 수행되고 있다. 그런데 이들 실험의 결과로는 코팅층의 평균잔류응력이나 표면잔류응력에 대한 정보만을 제공하기 때문에 코팅층의 전반에 걸친 응력분포를 파악하기는 어렵고, 용사층에 발생된 잔류응력의 크기와 용사에 관련된 각종 변수들과의 관계를 설정하기에 많은 제약이 따름으로 대부분의 경우 잔류응력의 크기를 아는 것이 불가능하다. 나아가 용사과정중의 미소균열 및 코팅층 분리의 원인이 되는 첩이 응력의 조사는 실험적인 방법으로 해결하기는 매우 어려운 문제이다. 결국 현재의 제한적 정보로는 응력을 제어하는 궁극적인 해결 방법이 확립되어 있지 않기 때문에 각종 변수의 영향을 효과적으로 분석하기 위해서는 플라즈마 용사현상 전반을 고려한 이론적 응력해석이 요구된다. 용사층에 발생하는 응력해석을 하기 위해서는 선행적으로 모재의 온도분포에 대한 정보가 필요하고, 또 모재의 온도분포를 구하기 위해서는 입자의 속도와 온도를 계산하여야 한다. 용사과정중의 열유동을 이론적으로 해석한 경우는 있으나^{1,8,9)}, 응력해석에 대한 이론적 해석을 동시에 시도한 경우는 찾아 보기 힘들다.

본 연구에서는 판재형 연강의 모재에 Ni-Al-Cr계 분말로 bond 코팅을 한 후 단열용의 ZrO_2 -MgO 코팅을 실시하는 플라즈마 용사 공정에서 특히 예열, 입자 크기, 토오치 scan(pass) 회수, 그리고 bond 코팅 등이 코팅층의 응력 분포에 미치는 영향을 조사하기 위하여 모재 및 코팅층에 발생하는 응력분포를 이론적인 방법으로 해석하였고, 또한 이를 위하여 열원이 되는 각 분말 입자의 온도 계산과 모재의 온도분포 해석을 동시에 수행하였다.

2. 이론해석

2.1. 해석의 개요

플라즈마 토오치가 모재 길이방향으로 일정속도로 scan할 때 입자와 플라즈마 플레임(plasma flame)이 열원이 되어 모재 또는 코팅층에 열을 가한다. 이때 모재와 코팅층에는 열의 전달과 동시에 천이응력이 발생한다. 토오치의 scan이 해석영역을 지난 후에 모재와 코팅층은 냉각됨과 동시에 응력의 변화가 발생된다. Fig. 1에서 보인 바와 같이 이와 같은 경로의 해석을 scan(pass) 해석이라고 하고, scan내의 시간변화에 대한 각각의 구간을 step해석이라고 하였다. 제 1 scan이 완료되고 일정시간이 지난 후 다시 제 2 scan을 실시하면 또 다시 열원해석에서 응력해석까지를 실시하여, 최고 5 scan까지 해석하였다. 마지막 scan후 모재와 코팅부가 상온에 이르면 이때의 응력이 잔류응력이 된다.

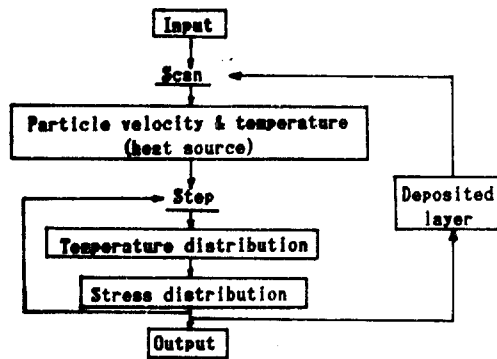


Fig. 1 Flow chart of the analysis

이론적인 해석은 플라즈마 용사법의 다양한 용사조건을 입력변수로 취할 수 있으나, 본 연구에서는 서론에서 언급된 용사조건에 한정하고자 해석 전반에 다음과 같은 가정을 하였다.

- 1) 플라즈마는 일정한 조건에서 발생한다. 즉, 전압, 전류 그리고 플라즈마 형성 가스 등의 조건은 일정하다.
- 2) 용사거리, 토오치의 scan 속도, 분말 공급속도, 분말의 종류 그리고 모재의 종류 및 두께 등이 일정하다.
- 3) 입자의 직경, 예열 온도, bond coat의 유무 그

리고 scan 회수 등을 플라즈마 공정의 변수로 한다.

2.2. 열전달 해석

2.2.1. 열원 해석

모재의 열전달 해석을 위해서는 모재에 열을 가하는 열원에 대한 정보가 필요하다. 플라즈마 용사과정 중 모재에 가해지는 열원은 플라즈마 플레임에 의한 열과 모재에 충돌되는 고온의 입자이다.

플라즈마가 모재에 가하는 heat flux는 El-Kaddah 등¹⁾의 계산식을 인용하여 사용하였다.

플라즈마 형성 토오치에서 플라즈마가 형성되고 이에 직각으로 분말을 주입하게 되면, 입자는 거의 정지속도에서 고온, 고속의 플라즈마에 의해 가속된다.

입자가 플라즈마의 대류에 의해 열을 받게 되면 시간에 따른 온도 변화는, 입자는 구형이고 입자내의 온도는 균일하며 복사열은 없다고 가정하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho c V \frac{dT}{dt} = hA(T' - T) \quad (1)$$

여기서 ρ , c , V , A , T , t 는 각각 입자의 밀도, 비열, 체적, 표면적, 온도, 비행시간을 나타내며, h 는 대류계수, T' 는 플라즈마의 온도이다.

플라즈마 내에서 가속되는 입자로의 열전달(h)을 계산하기 위해서는 플라즈마 내에서 입자의 속도 계산이 필요하다. 플라즈마 축방향으로의 입자의 운동 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dv}{ds} = \frac{3}{4} \rho' Cd(U-v) |U-v| / (v \rho D) \quad (2)$$

여기서 v 는 입자의 속도, s 는 토오치로부터의 거리, Cd 는 항력계수, ρ' 는 플라즈마 밀도, U 는 플라즈마 속도, D 는 입자의 직경이다.

플라즈마 용사의 실체는 플라즈마 플레임과 입자의 분포가 각각 모재 표면상의 위치에 따라 상태가 달라지나, 본 해석에서는 플라즈마의 flux가 모재에 동일한 세기로 열을 가하고, 온도 등의 상태가 다르나 모든 입자는 플라즈마 플레임의 중앙을 따라 비행한다고 가정하였다.

대류계수(h)와 항력계수(Cd)는 Fiszdon 등⁸⁾의 결과를 이용하였고, 플라즈마의 온도(T')와 속도분포(U)는 Vardelle 등⁹⁾의 결과를 이용하였다. 온도변화에 따른 플라즈마의 제반 성질을 플라즈마 형성 가스로 이용되는 argon의 특성치를 참고하였다¹⁰⁾.

입자의 온도는 (1)식에서 구할 수 있고, 용융점에서는 잠열의 효과를 고려하였다. 또한 입자의 온도 해석에 이용된 입자의 속도해석은 (2)식을 이용하였다. 그러나 (1), (2) 식은 공히 해석해를 구할 수 없기 때문에 본 해석에서는 4th order Runge-Kutta 법을 이용하여 수치해석하였다. 이로써 플라즈마내의 위치에 따른 입자의 온도 변화를 구하여, 모재에 충돌하기 직전의 입자온도를 입자에 의한 모재의 열원으로 고려하였다.

2.2.2. 온도분포 해석

플라즈마 heat flux와 플라즈마 내에서 가속, 가열되고 모재에 충돌하는 입자가 열원으로 작용하여 모재에 열을 가하게 된다.

전도 방정식은 열의 생성이 없다고 가정하면 방정식 (3)으로 표현된다.

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (K \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (K \frac{\partial T}{\partial z}) \quad (3)$$

여기서 T는 온도이고, x, y, z는 각각 축 방향을 나타낸다. 또한 ρ 는 밀도, C는 비열, K는 열전도 계수, t는 시간 변화이다.

본 해석에서는 해석의 단순화를 위해 모재 폭방향의 길이가 토오치에서 분사되는 열원의 폭보다 작아 입자가 모재 표면에 균일한 두께로 적층되고 플라즈마 flux의 세기가 폭방향으로 동일하다고 가정하고, 또 scan 속도가 매우 빨라 모재길이 방향으로 준정상상태를 가정, 단위 길이만을 고려하여 1차원 열전달 해석을 하였다.

이때 (3)식은 다음과 같이 나타낸다.

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K \frac{\partial T}{\partial x}) \quad (4)$$

모재에 용사를 하기 위해서는 토오치를 일정속도로 scan을 하게 되고, 또 두께를 증가시키기 위해 반복 (multi-scan)하여 실시한다. 따라서 코팅부와 모재부의 온도해석을 하기 위해서는 scan을 고려해야 하고, 모재 뿐만 아니라 각 scan에서 그이전까지의 코팅부도 모재와 같은 열전달 매질로 고려하여야 한다. 또한 scan이 계속될수록 코팅층의 두께는 증가하기 때문에 경계표면이 이동하는 문제가 된다.

비선형 미분 방정식인 (4)식은 유한차분법(FDM)을 이용한 수치해석방법으로 해를 구하였다. 경계조건

으로 플라즈마 heat flux는 표면에서 대류 열전달이 되게 고려하고, 모재 이면은 대류 열전달이 발생하고 폭방향으로는 열전달이 없다고 가정하였다. 입자에 의한 입열은 각 scan이 끝난 직후, 충돌직전 입자와 동일한 온도를 갖는 새로운 node를 생성시켜 냉각과정 중 진도열원이 되게 하였고, 새로운 node가 생성됨으로써 경계면의 이동해석이 가능하게 되었다.

Implicit 법으로 유한차분방정식(FDE)을 유도하면 다음과 같다.

1) 표면 :

$$K_{i-1} \frac{T_{i-1}^* - T_i^*}{r_{i-1}} + g = \rho_{i-1} C_{i-1} \frac{r_{i-1}}{2} \frac{T_i^* - T_i}{\Delta t} \quad (5)$$

2) 이면 :

$$K_i \frac{T_{i+1}^* - T_i^*}{r_i} - ha(T_i^* - T_a) = \rho_i C_i \frac{r_i}{2} \frac{T_i^* - T_i}{\Delta t} \quad (6)$$

3) 내부 :

$$K_{i-1} \frac{T_{r-1}^* - T_i^*}{r_{i-1}} + K_i \frac{T_{i+1}^* - T_i^*}{r_i} = (\frac{\rho_{i-1} C_{i-1} + \rho_i C_i}{2}) (\frac{r_{i-1} + r_i}{2}) \frac{T_i^* - T_i}{\Delta t} \quad (7)$$

여기서 Δt 는 step간의 시간간격, *는 Δt 이후의 상태, i는 i번째의 node, r는 node 간의 거리를 의미하고, ha는 대기에 의한 대류계수, T_a 는 대기의 온도이다.

FDE의 해는 Gauss elimination method를 이용하여 구하였다.

2.3. 응력분포 해석

용사층에 발생하는 응력은 모재와 코팅층 사이의 열전달 및 열팽창 특성의 차이, 또 거의 표면 국부 가열이므로 비가열 부분과의 열팽창 차이에 의해 발생한다. 친이 열응력을 해석하고자 본 연구에서는 山田¹¹⁾의 구조해석 프로그램에 용사과정 중의 열전달 해석에서 구한 각 step의 온도분포를 기초로 한 열유동 효과를 고려하여 열탄소성 유한요소해석(FEM)을 하였다.

가상일의 원리를 이용하여 지배 방정식을 유도하면, 외부에서 가한 일과 내부에서 변환되는 일은 같고, 임의의 가상 변위에 대해,

$$\Sigma \langle dF \rangle = \Sigma \{ [B]^T \langle d\sigma \rangle d(vol) \} \quad (8)$$

의 관계가 성립하고, 여기서 용사과정 중 외부에서 하

중은 작용하지 않음으로 $\Sigma\{d\mathbf{F}\}=0$ 가 되어 결국 (9)식이 얻어진다.

$$\Sigma \{ [B]^T \{ d\sigma \} d(vol) = 0 \quad (9)$$

여기서 [B]는 변형도와 변위의 관계를 나타내는 matrix이고, $d\sigma$ 는 응력증분이며, (10)식으로 표현된다.

$$\{ d\sigma \} = [D^e] \{ d\epsilon^e \} \quad (10)$$

여기서 $d\epsilon^e$ 는 변형률 증분이며, [D^e]는 응력과 변형률의 관계를 나타내는 matrix이다.

탄성영역에서 탄성 변형률 증분 $\{d\epsilon^e\}$ 는 (11)의 관계식에서 구해지며,

$$\{ d\epsilon^e \} = \{ d\epsilon^t \} - \{ d\epsilon^s \} - \{ d\epsilon_o \} \quad (11)$$

여기서 $d\epsilon^s$ 는 총 변형률 증분,

$d\epsilon^s = \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{ \sigma \} dT$, $d\epsilon_o$ 는 열팽창계수 (α)와 온도증분 (dT)과의 곱으로, 열 변형률 증분이다.

(11)식을 (10)식에 대입하여 [D^e]를 [D]로, [D^e]{ $\{d\epsilon^t\} + \{d\epsilon_o\}$ }를 [C]dT로 치환하면, (10)식은 (12)식으로 변환할 수 있다.

$$\{ d\sigma \} = [D] \{ d\epsilon^t \} - [C] dT \quad (12)$$

소성영역에서 탄성변형률 증분은 (13)의 관계식에서 구해지며,

$$\{ d\epsilon^e \} = \{ d\epsilon^t \} - \{ d\epsilon^s \} - \{ d\epsilon_o \} - \{ d\epsilon^p \} \quad (13)$$

여기서 $\{d\epsilon^p\}$ 는 소성변형률 증분이다.

(13)식을 (10)식에 대입하면 소성영역에서도 응력과 변형률의 관계를 (12)식의 형태로 나타낼 수 있다.

이때 [D]는 [D^e]를 치환하고, [D^p]는 (14)식으로 정의된다.

$$[D^p] = [D^e] - [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e] / S \quad (14)$$

한편 {C}는 (15)식과 같이 나타낸다.

$$\{ C \} = [D^p] \left(\{ \alpha \} + \frac{\partial [D^e]^{-1}}{\partial T} \{ \sigma \} \right) - \frac{[D^e]}{S} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} \right\} \quad (15)$$

여기서,

$$S = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} - \left\{ \frac{\partial \sigma_y}{\partial \epsilon^p} \right\}^T \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (16)$$

이고, f는 소성 potential, σ_y 는 온도 T °C에서의 항

복응력이다.

탄성영역 또는 소성영역의 해석에서 (12)식을 (9)식을 대입하여 정리하면,

$$\Sigma \{ [B]^T [D] \{ d\epsilon^t \} d(vol) = \Sigma \{ [B]^T [C] dT d(vol) \} \quad (17)$$

의 관계가 성립하고, 여기서

$$\{ d\epsilon^t \} = [B] \{ du \} \quad (18)$$

이므로, 이를 (17)식에 대입하면

$$\Sigma \{ [B]^T [D] [B] \{ du \} d(vol) = \Sigma \{ [B]^T [C] dT d(vol) \} \quad (19)$$

의 관계가 얻어진다. 이를 열부하 {dL}, 강성 matrix [K], 그리고 변위 {du}의 관계로 나타내면 (20)식이 된다.

$$\Sigma [K] \{ du \} = \Sigma \{ dL \} \quad (20)$$

위의 (20)식에서 변위 {du}를 계산하기 위해서는 재료 및 온도변화에 따른 재료의 기계적 성질 변화를 고려하여 [D], [C], [B]로 표현되는 [K], 그리고 {dL}을 구하여야 한다. {du}의 결과를 이용, (18)식에서 총 변형률증분을 구하고, (12)식에서 응력증분을 구할 수 있다.

응력해석에서, 용사과정 중 생성되는 코팅부를 열전달 해석에서의 동일하게 고려하였고, 또한 해석면의 폭방향을 고려하였다. 5 scans까지 수행된 경우의 mesh pattern은 Fig. 2와 같고, 응력해석에서는 다음과 같이 가정을 하였다.

- 1) 용사 scan방향으로는 평면변형도 조건을 가정하여 2차원해석을 한다.

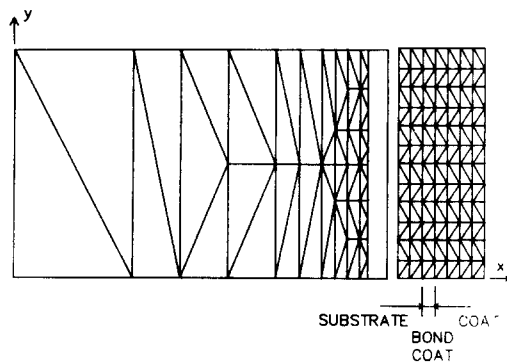


Fig. 2 Finite element mesh pattern including coated layers

Table 1 Powders for thermal barrier coating

	Melting point (°C)	Chemical composition (wt%)			
		Ni	Cr	Al	etc
Ni-Al-Cr alloy (for bond coat)	1466	74	16.73	5, 45	
ZrO ₂ -MgO (for main coat)	2500	ZrO ₂	MgO		
		75	25		

- 2) 재료의 상변화에 따른 체적변화는 무시한다.
- 3) 재료는 가공경화가 없는 탄성 완전 소성 거동을 한다.
- 4) 항복판정은 Von Mises의 조건식을 이용한다.
- 5) 소성 potential은 항복함수와 동일하다.

FEM 해석의 해((20)식의 해)는 conjugate gradient method를 이용하여 구하였다.

3. 해석 결과 및 고찰

Bond 코팅용으로 Ni-Al-Cr계 분말, 단열용으로 ZrO₂-MgO분말을 이용한 플라즈마 용사 공정에서 코팅층에 발생하는 온도 및 응력해석을 하였다. 해석에 이용된 각 분말의 성분과 용융온도는 Table 1과 같고, 해석에 이용된 제반 조건을 Table 2에 나타내었다.

Table 2 Model spray condition

1. Plasma arc current : 500A
Arc voltage : 65V
Working gas : Ar
2. Torch target separation : 150mm
3. Particle diameter : 20, 40, 60, 80, 100 μ m
4. Target material : mild steel
Width : 30mm
Thickness : 15mm
5. Torch scan speed : 25mm/sec.
6. Powder feed rate(eff. 65%) : 0.631g/s
7. Thickness of spray layer per scan : 0.1mm
8. Time interval between each scan : 2.4sec.

3. 1. 열전달 해석

3. 1. 1. 열원해석

입자의 초기 속도를 1m/sec, 초기온도를 상온으로 가정하고, bond coat용 재료인 Ni-Al-Cr합금의 분말과 내열 코팅용의 ZrO₂-MgO 분말에 대해 직경이 20, 40, 60, 80 그리고 100 μ m일때 입자의 속도와 온도를 해석하였다. 이 해석 결과 토오치에서 용사거리 150mm인 입자의

Table 3 Velocity of particles at the surface of the substrate(m/sec)

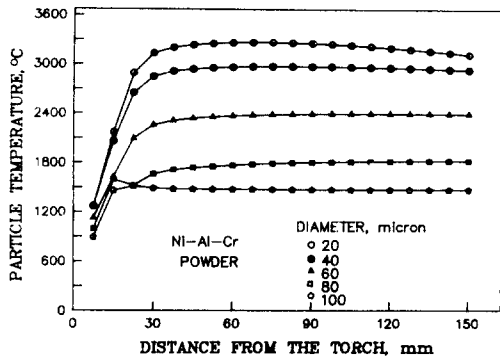
재료	직경 (μ m)				
	20	40	60	80	100
Ni-Al-Cr 합금	330	170	120	100	80
ZrO ₂ -MgO	450	200	150	120	100

속도 및 각 입자의 용사거리에 따른 온도 계산결과를 각각 Table 3과 Fig.3(a),(b)에 나타내었다.

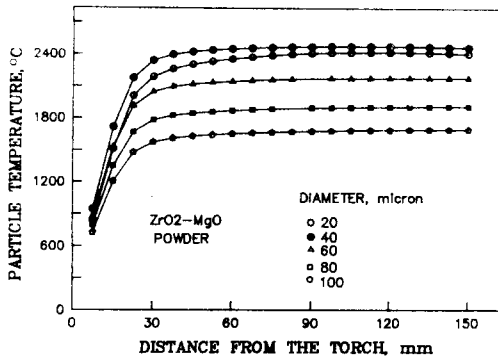
이 결과에 의하면 분말 입자는 플라즈마 토오치에서 30mm이내의 거리에서 고온의 플라즈마에 의해 급격히 가열되고 나머지 부분에서는 거의 일정온도로 유지되어 모재에 충돌함을 알 수 있다. 또한 입자의 직경이 작아질수록 속도가 급격히 상승하고, 각 입자크기에 밀도가 더 작은 ZrO₂-MgO 입자가 Ni-Al-Cr 합금 입자보다 속도가 더 크게 나타났다. 직경이 큰 경우, 속도가 작아져서 전열시간이 길어 질 수 있으나, 온도가 낮은 이유는 직경 자체의 열용량이 더 증가하여 온도 증가가 둔화되기 때문이고, ZrO₂-MgO 입자의 온도가 동일한 크기의 Ni-Al-Cr 합금 보다 낮은 것은 밀도가 작기 때문에 속도가 빠르게 되어 결과적으로 전열시간이 줄어들기 때문이다. 또한 Ni-Al-Cr 합금의 경우는 100 μ m 이하의 입자는 플라즈마 내에서 용융되나, ZrO₂-MgO 입자의 경우 거의 40 μ m 이하인 경우에만 용융됨을 알 수 있다. 따라서 Ni-Al-Cr 합금의 경우는 100 μ m, ZrO₂-MgO의 경우는 40 μ m 이상의 크기이면 반응용상태로 모재에 부착한다는 것을 예측할 수 있다.

Fig. 3(a)에서 Ni-Al-Cr 입자의 직경이 20 μ m인 경우, 입자의 온도가 약 3000°C까지 상승하여 Ni-Al-Cr 합금의 끓는점(2693°C) 보다도 더 높게 나타났는데, 이는 온도계산에서 입자가 플라즈마의 중심축을 따라 비행한다고 가정하였고 증발시의 잠열을 고려하지 않았기 때문으로 판단된다. 따라서 실제 용사의 경우, 모재에 분사되는 입자의 평균온도는 더 낮을 것으로 예상된다.

플라즈마 flux의 가열에 의한 모재 표면의 최고 온



(a) Ni-Al-Cr alloy powder



(b) ZrO₂-MgO powder

Fig. 3 Variation of the temperatures of the particles with the distance from the jet origin

도는 Fig. 4와 같이 나타났고, 가열시간에 따라 급격히 증가하다가 일정시간이 지나면 모재의 전체가 열평형상태를 유지하고, 또한 모재표면에서 대류열이 발생하기 때문에 거의 일정하게 유지되었다. 이 결과에서 가열시간이 짧은 경우, 특히 용사과정 등과 같이 매우 빠른 scan을 하게 되면 플라즈마 flux에 의해 모재에 가해지는 입열의 양이 크지 않음을 알 수 있다. 예열 목적으로 플라즈마 열을 이용하는 경우, 200°C의 예열을 하기 위해서는 150mm 거리에서 250sec의 가열이 필요함을 알 수 있다.

3. 1. 2. 모재온도

코팅층은 기공, 산화층 등이 존재하여 열전달 특성이 달라질 수 있으나 이에 대한 정보가 부재하여 분말이 가지는 열적 성질들을 이용하였다. 코팅층 및 모재 온도해석에 사용된 연강, Ni-Al-Cr 합금 분말, 그리고 ZrO₂-MgO 분말의 온도변화에 따른 열적 성질은

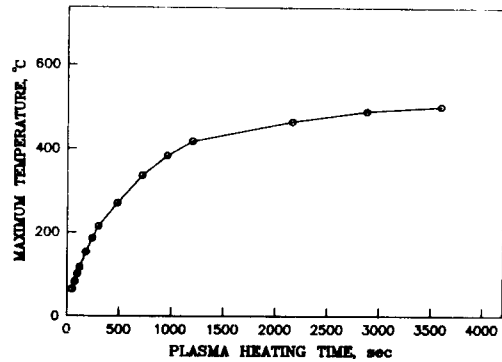


Fig. 4 Temperature rise at the surface of the substrate by impingement of the plasma jet with 150mm torch/substrate separation

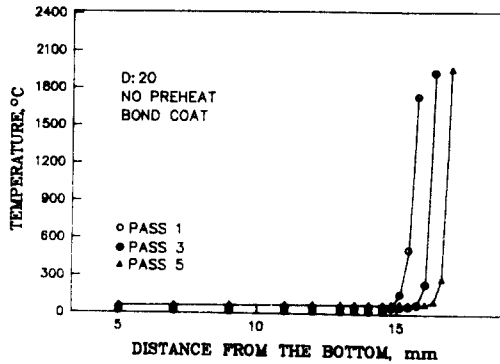
문헌¹²⁾을 참고하였다.

Fig. 5(a) (이하 모든 결과의 그림에서, 14.8mm이상의 모재 표면과 코팅층에서의 계산결과들의 간격을 x축 방향으로 실제보다 3배로 크게 하였다.)는 모재의 예열없이 20μm크기의 분말을 용사한 경우 제 1 scan, 제 3 scan, 제 5 scan의 각 scan이 완료된 직후의 온도분포를 보이고 있는데 새로이 생성된 코팅층의 온도는 최고 2000°C에 이르며, 모재의 온도변화는 아직 나타나지 않음을 보이고 있다. 선행한 scan의 열전달은 후속되는 scan 보다 다소 빨리 나타나기 때문에 후속 scan에서는 예열효과를 받는다고 판단되나, 전반적으로 선행 scan에 의한 예열효과는 매우 낮게 나타나 선행 코팅층이 급냉되었음을 시사하고 있다.

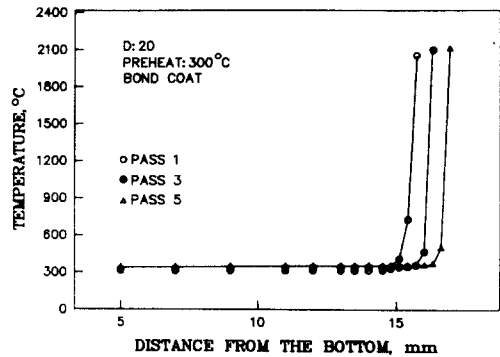
Fig. 5(b)는 모재를 300°C로 예열한 경우의 각 scan 직후의 온도분포로서, 예열을 실시하면 각 scan의 최고 온도는 상승되지만, 각 scan 시작전의 온도분포는 거의 예열온도 수준을 유지하고 있어 예열은 코팅부의 냉각속도를 완화하는 효과가 적고 다만 예열온도 이하에서의 냉각속도 완화효과만을 가진다고 할 수 있다.

Fig. 6(a)는 5 scans 중의 제 5 scan에서의 시간 변화에 따른 천이과정 온도 분포이다. 코팅층은 scan 직후 약 2000°C의 온도를 시작으로 급격히 냉각되며, 모재표면에 가해지는 최고 온도는 200°C 이내이었다. 여기서 코팅층의 열 용량은 매우 작고 급냉되므로, 모재를 가열하기는 힘들기 때문에 냉각으로 인한 코팅층 자체의 체적변화 전체가 열응력을 유발하는 원인이 될 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 6(b)는 bond coating (B. C.)을 0.1mm 실시한



(a) with no preheat



(b) with 300°C preheat

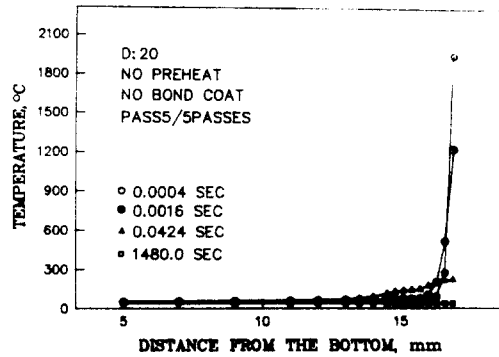
Fig. 5 Temperature distribution of the substrate and deposited layer just after a scan of plasma spraying for 3 different passes

경우 제 5 scan에 의한 천이온도 분포를 나타낸 것으로, B, C가 없는 경우에 비해 열전달 특성에는 큰 차이가 나타나지 않음을 보여 주고 있다. scan이 시작된 직후, 선행 scan에 의해 생성된 코팅층의 온도는 거의 상온으로 유지되고 있기 때문에 열전달 특성은 상온의 성질에 의해 지배된다. B.C의 유무에 따라서 열전달 특성이 큰 차이가 없는 것은 상온에서 열전달에 영향을 미치는 ZrO_2 -MgO와 Ni-Al-Cr 합금의 물리적 성질의 조합에 큰 차이가 없기 때문으로 판단된다.

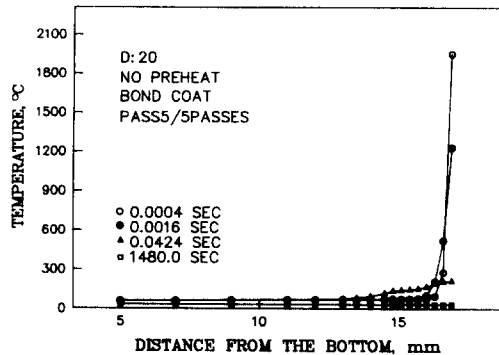
3.2. 응력분포 해석

모재, Ni-Al-Cr 합금 그리고 ZrO_2 -MgO의 온도에 따른 기계적 성질 변화는 문헌¹²⁾을 참고 하였고, 특히 ZrO_2 -MgO의 경우는 항복강도를 파괴강도로 하였다.

Fig.7(a)는 모재를 300°C를 예열하여 B.C. 없이 제 4 scan을 실시한 경우에 발생하는 천이 열응력의 계산 결과



(a) with no bond coat



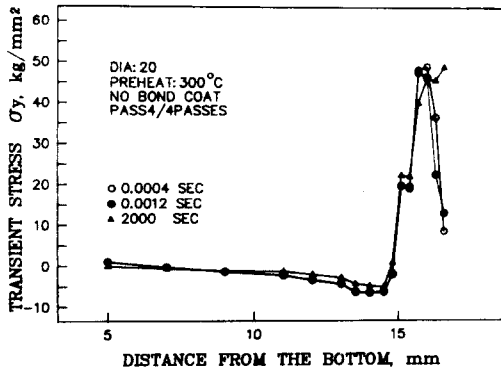
(b) with bond coat

Fig. 6 Transient distribution of temperature in the substrate and deposited layer after 5 scans of plasma spraying

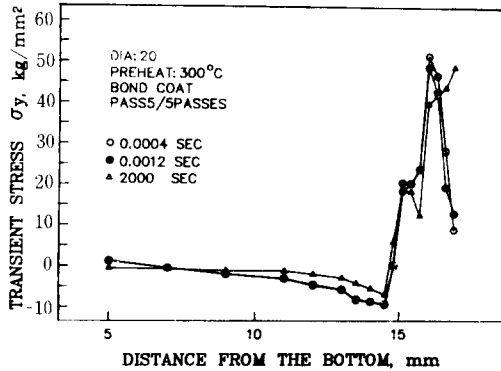
이다(이하 모든 응력 계산결과에 지칭하는 응력은 모델의 폭방향 응력 σ_y 이고, 두께방향 응력은 그 크기가 매우 작아 결과에서는 언급하지 않았다). 선행 scan에 의해 발생한 항복강도 수준의 표면응력이 제 4 scan 직후 표면이 가열됨으로 인하여 크게 낮아 지고, 시간이 경과하여 냉각이 됨에 따라 다시 항복응력 수준으로 회복되었다. 이 결과에 의하면 해석에 이용된 조건에서는 코팅부와 모재의 일부는 인장응력을 받고 나머지 모재의 대부분에서는 압축응력을 받게 됨을 알 수 있다. 코팅층은 거의 0에서 항복강도 수준까지의 천이응력이 나타나고, scan 회수가 거듭되는 경우 코팅부 표면에서만 응력변화가 발생되고 코팅층의 내부응력은 그대로 유지된다. 이와 같은 결과는 입자의 응고와 냉각에 의하여 표면에서만 큰 온도 변화가 있고 내부에서는 온도변화가 크지 않음에 기인한 것이다.

1) Bond Coat 효과

B, C가 0.1mm 존재하면 Fig. 7(b)에 나타난 바와



(a) after 4 passes of spraying without bond coat



(b) after 5 passes of spraying with bond coat of 1st layer

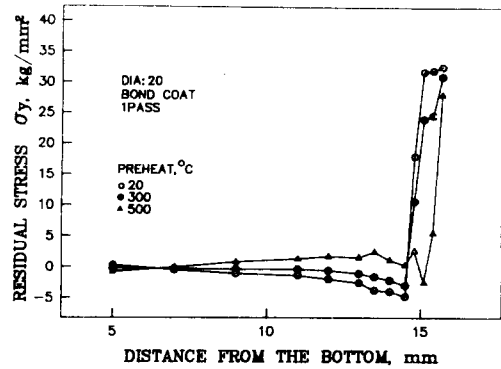
Fig. 7 Transient distribution of thermal stress σ_y in the substrate and deposited layer

같이 B.C. 층 자체의 응력 수준이 다소 낮게 나타나고, B.C.가 없는 경우보다 약간의 응력 이완 작용을 하나 큰 효과는 나타나지 않았다. 이는 B.C.층의 열팽창 효과가 현저히 크나, 코팅층의 두께가 증가될수록 scan의 가열온도가 B.C.에 미치는 정도가 낮아 열팽창률의 차이에 의한 효과를 얻을 수 없기 때문이다. 그리고 예열 후 상온으로 냉각되면 B.C. 층이 모재보다 더 크게 수축하기 때문에 ZrO_2-MgO 코팅층의 수축 효과를 완화하여 다소의 응력 완화 효과가 발생한 것으로 판단된다. 이 결과는 B.C. 층이 0.1mm 인 경우이므로 B.C. 층의 두께에 따라 응력분포 형태가 더욱 달라 질 것이며, bond 코팅용 재료의 열팽창 계수가 클수록, bond 코팅층 자체만의 잔류응력은 상승할 것이나, 주 코팅(main coating)층의 잔류응력 크기는 감소한다는 유추가 가능하다.

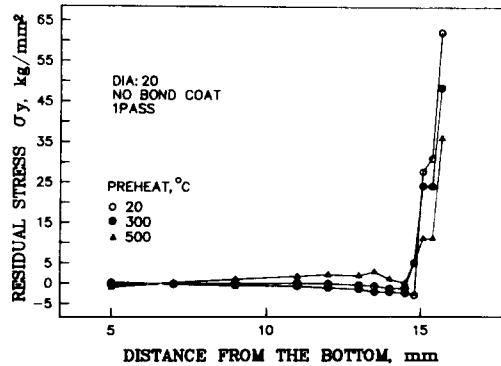
2) 예열 효과

예열에 따른 B.C. 층만의 잔류응력 변화를 살펴 보면 Fig. 8(a)에 보인 바와 같이 예열을 실시하지 않는 경우, B.C. 층 및 모재의 일부에서 항복강도 수준의 잔류응력이 생성되지만, 예열을 실시하면 높은 잔류응력이 존재하는 범위가 축소되고 응력의 크기도 작아지나, 계면에서의 응력은 증가됨을 알 수 있다. B.C. 1 scan의 경우 $20\mu m$ 크기의 입자가 모재에 충돌되는 온도가 Fig. 3(a)에서와 같이 거의 $3000^\circ C$ 에 이르기 때문에 모재가 가열되는 온도가 상당히 높아 모재의 일부도 잔류응력 수준이 대단히 높게 나타났다.

그런데 Fig. 8(b)에서 보인 ZrO_2-MgO 만의 용사에서 예열효과에 따른 응력 분포를 보면, 예열을 실시하지 않는 경우는 코팅층에서 항복강도 수준의 응력이 나타났으나, 예열을 실시하면 예열의 정도에 따라 응력 수준이 크게 낮아지는 것으로 나타났다. 이는 B.



(a) Ni-Al-Cr alloy powder



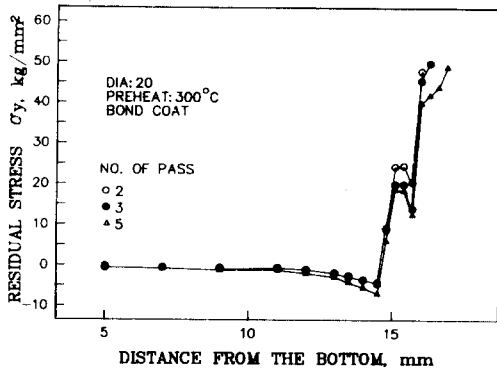
(b) ZrO_2-MgO powder

Fig. 8 Residual stress distribution in the substrate and deposited layer due to 1 pass spraying for 3 preheat temperatures

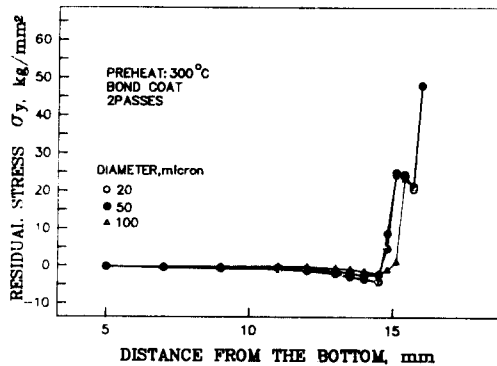
C. 는 열팽창계수가 모재보다도 크고 ZrO_2-MgO 는 모재보다 작기 때문이다. 모재표면을 예열에 의해 팽창시키면 용융된 입자에 의한 새로운 코팅층의 상대 수축량을 줄이기 때문에 잔류응력의 크기가 작아진다. 따라서 상대 수축량의 효과가 크게 나타나는 것은 열팽창계수가 작은 ZrO_2-MgO 이고, 열팽창계수가 모재보다 큰 $Ni-Al-Cr$ 합금은 예열에 따른 잔류응력 감소효과가 크지는 않은 것이다. 한편 모재에 충돌하는 입자의 온도가 낮은 ZrO_2-MgO 코팅부의 인장잔류응력 폭은 B, C. 층에 비해 좁게 나타났다.

3) Scan수 효과

Fig. 9(a)는 코팅층의 두께 변화, 즉 scan 회수에 따른 잔류응력의 분포를 보이고 있다. 이 결과에서 scan 회수의 효과는 크게 나타나지 않았고 1 scan 이후의 응력 증가는 거의 없었으나, 인장응력폭은 넓어졌다. 이는 앞선 scan에 의한 예열효과가 크지 않



(a) for 3 numbers of pass



(b) for 3 diameters of particle

Fig. 9 Residual stress distribution in the substrate and deposited layer due to spraying with 300°C preheating

때문이며, 계속되는 scan일지라도 표면의 일부에서만 가열되기 때문이다. 여기서 선행된 코팅층의 응력수준이 다소 저하되는 것은 선행 코팅부가 계속되는 scan에 의한 코팅층의 냉각에 의해 압축 효과를 받기 때문이다.

4) 입자 크기의 효과

Fig. 9(b)는 입자의 직경에 따른, 즉 입자의 온도에 따른 잔류응력 분포를 보이고 있다. 이 결과에서는 입자의 크기에 따라 표면응력의 차는 없었으나, 입자가 큰 경우 인장응력 분포 폭이 축소 되었다. 이는 입자가 커 온도가 낮은 상태로 충돌하면 응력변화가 발생하는 가열 범위가 줄어들기 때문이다.

본 연구의 해석 결과는 제한된 조건에 의한 것이며, 더 넓은 변수 범위에 따른 해석이 필요하다면 입력의 변화 여부에 따라 더 많은 해석 결과를 얻을 수 있다.

본 연구에서의 결과에서 보인 잔류응력의 수준이 다른 실험 결과^{5,6,7)}에 비해 상대적으로 높게 나타난 것은 실제와는 다른 2차원 가정을 하여 평면응력 해석을 하였고, 용사 과정 중에 발생 가능한 미소 균열에 의한 응력완화, 코팅층의 상변화등이 고려가 되지 않았기 때문으로 판단된다. 따라서 더욱 정확한 해석을 위해서는 이들 효과를 점진적으로 보완해야 할 것이다.

4. 결 론

ZrO_2-MgO 플라즈마 코팅층에 발생하는 천이응력과 잔류응력의 크기에 대한 이론적 응력해석을 하여, 예열온도, scan 회수, 입자 직경, bond 코팅의 유무에 따라 응력의 크기 및 변화를 예측하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 코팅층의 천이응력은 각 온도에서의 항복 응력 수준으로 나타나고, 잔류응력의 크기는 상온 항복강도 수준이다.
- 2) 코팅층과 모재 일부에는 인장잔류응력이, 나머지 모재의 대부분에서는 압축응력이 분포된다.
- 3) 예열온도에 따라 천이응력 및 잔류응력은 크게 변화된다. 즉 예열온도가 높을수록 응력의 크기는 낮아지고, 응력이 분포하는 폭은 좁아진다.
- 4) 입자의 온도, scan 회수 등에 따라 잔류응력의 분포폭은 변화하나 잔류응력의 크기에는 크게 영향을 미치지 못한다.
- 5) Bond 코팅은 응력수준을 낮추는 효과가 있다.

참고문헌

- 1) N. El-Kaddah, J. Mckelliget, and J. Szekely: Heat transfer and fluid flow in plasma spraying, Metal. Trans. B, Vol. 15B, (1984), pp. 59-70.
- 2) Ingard Kvernes and Marions Seiersten: Developments and problems in the use of thermal barrier coatings on metals, NACE's inter. confer. on high temp. corrosion, Vol. NACE-6, (1981), pp. 615-620.
- 3) Stanley R. Levine, Robert A. Miller, and Stephan Stecura: Improved performance thermal barrier coatings, *ibid*, pp. 621-627.
- 4) Doug H. Harris: Practical aspects of ultra-thick thermal barrier coatings, ASM's inter. confer. on surface modifications and coatings, paper No. 8512-018, (1985).
- 5) U. Sziesio: Residual stresses within thermal sprayed layers, 8th inter. thermal spraying confer., (1983), pp. 222-224.
- 6) S.J. Harris and H. James: Influence of wire composition and other process variables on the internal stress of arc sprayed steel coatings, *ibid*, (1983), pp. 245-249.
- 7) 納富 啓, 兒 玉 克, 谷 昇: プラズマ溶射皮膜の残留應力測定に關する研究, 溶接學會論文集, 第6卷, 第3號, (1988), pp. 341-347.
- 8) Jerzy K. Fiszdon: Melting of powder grains in a plasma flame, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 22, (1979), pp. 749-761.
- 9) M. Vardelle, A. Vardelle, and P. Fauchais: Study of the trajectories and temperatures of powders in a D.C. plasma jet-correlation with alumina sprayed coatings, 10th inter. thermal spraying confer., (1985), pp. 88-92.
- 10) Toyonobu Yoshida and Kazuo Akashi: Particle heating in a radio-frequency plasma torch, Journal of Applied physics, Vol. 48, No. 6, (1977), pp. 2252-2260.
- 11) 山田嘉昭: 塑性・點彈性, 培風館, (1972).
- 12) 배 강열: 플라즈마 용사층의 온도분포해석 및 응력분포해석에 관한 연구, 현대 중공업 산업기술연구소 기술보고서, (1989).