

.....
 論 文

금속기복합재료의 부품 제조공정에 관한 함침제어알고리즘 개발 및 평가

강충길, 윤광식

Algorithm Development for Infiltration Control in Component Fabrication Process of Metal Matrix Composites and Their Evaluation

Chung-Gil Kang, Kung-Sik Yun

Abstract

This paper relates to fabrication processing analysis of metal matrix composites by the injection of liquid metal into a fibrous preforms. One dimensional heat transfer analysis during squeeze infiltration process of aluminum base composites has been studied. An analysis method was investigated for the temperature distribution, infiltration velocity and melt infiltration characteristics with the commercial preform with short fiber array.

When molten metal is infiltrated in a fibrous preform with random orientation, phase transformation will be occurred in a region such as molten metal, solidified region, preform region and infiltration composites region. a mathematical modelling for a solidification phenomena in fabrication process of metal matrix composites using a squeeze infiltration technique was investigated by the basic relations for liquid metal into a fibrous preform. The temperature distribution of theoretical results was compared with experimental data.

(Received August 14, 1996)

1. 서 론

금속기복합재료에 대한 많은 연구에도 불구하고 기존재료와의 가격경쟁 및 저생산성때문에 공업재료로 그다지 이용되지 못하고 있다. 최근 제조비가 저렴하고 대량생산이 가능한 복합재료의 제조법이 개발되면서 장섬유 강화형 복합재료가 우주항공 분야를 중심으로 연구개발이 시도되는 반면에, 단섬유 및 입자강화형 복합재료는 자동차 부품, 공작기계 및 전기부품 등에 실용화의 범위를 확대하기 위해서 연구가 활발히 진행되고 있다.

이러한 금속기복합재료의 제조방법중 가압용침법은 주조와 단조를 동시에 병행할 수 있는 공정으로 제조방법이 간단하고 짧은 시간에 Near

Net Shape로 부품화할 수 있을뿐만 아니라, 가압력에 의해 강회재와 기지재간의 결합력을 향상시켜 치밀한 미세조직을 얻을 수 있기때문에 많은 관심의 대상이 되고 있다[1-8].

가압용침법으로 제조된 금속기복합재료를 보다 폭넓은 분야에 응용하기 위해서는 복합재료의 기계적 성질에 영향을 미치는 강화재의 방향성과 미세조직을 이해하고, 가압력, 기지재 및 섬유의 온도, 금형온도 및 유체 유동속도, 섬유의 체적 함유율, 함침거리 등과 같은 제조공정인자들의 상호관계를 파악하는 것이 중요하다.

용탕단조 공정중 예비성형체내에 용탕이 함침될 때 복합재료의 기계적성질에 영향을 주는 기지재와 섬유사이의 젖음성과 용융금속을 예비성형체내에 침투시키기 위한 최소가압력을 측정하

고 이론해석 결과와 비교 검토하였다[9-13].

금속기복합재료의 성형공정에 있어서 금형과 접촉하는 부분에서의 열전달 경계조건이 단일인 경우에는 금속과 섬유사이에서만 열교환이 이루어지지만, 다이캐스팅 및 용탕단조 등에서는 용융금속을 포함한 예비성형체와 금형벽면사이에서 열전달을 고려한 열유동은 복잡한 응고현상을 일으킨다[14-16].

이상과 같은 이유때문에 Fukunage와 Goda [17]는 함침할 때에 용탕유동을 멈추게 하는 주요한 인자가 임계함침속도라고 정의하여 기지재가 응고하여 유동이 멈출때까지의 침투길이를 실험적으로 구하였다. Giro et al[18]와 Quenisset [19]은 기지재가 예비성형체속으로 함침될 때 함침거리를 예측하기 위하여 일차원 단순 Model에 의하여 이론해석을 하였다.

Mortensen et al.[20]은 순수금속과 합금이 예비성형체를 침투하는 일방향함침에 대한 열전달과 유체유동을 해석하였다. 이러한 연구결과 시간의 변화에 따른 함침거리와의 관계를 규정하는 변수를 도입하여 압력과 함침거리 등과의 관계를 이론적으로 해석하여 실험결과와 비교 검토하였다. Mortensen, V. Michaud[21]는 기지재가 함침도중 응고되어질 때 섬유온도와 섬유체적함유율, 금형온도, 용탕의 온도 및 가압력 등과의 상호관계를 연구하였다.

이상의 연구 결과에 의하면 금속기복합재료를 용탕단조법에 의하여 제조할 때 해석적 방법에 대한 함침이론과 응고해석이 대부분이다. 그러나 임의 형상의 금속기복합재료를 제조할 때는 해석적 방법으로 부품제조에 필요한 금형설계, 조업조건 등을 설정하기가 어렵다. 따라서 실제로 임의 형상의 부품제조에 응용이 가능한 함침제어 알고리즘의 개발 및 실험을 통한 알고리즘의 평가가 필요하다.

가압용침법에 의한 금속기복합재료를 제조할 때 실험변수(가압력, 금형온도, 섬유체적함유율, 예비성형체의 온도, 지연시간, 가압속도, 기지재의 종류)가 많기때문에 이러한 현상을 실험적으로만 평가하기에는 한계성이 있다. 특히 자동차부품을 개발하고자 할 때는 부품이 임의의 형상이 주류를 이루고 있기때문에 금형 설계, 복합재료의 부품개발 및 개발되어진 부품의 생산자동화

측면에서 예비성형체내에 용융금속이 함침되는 한계성을 파악하기 위한 이론적 알고리즘의 개발이 극히 중요하다. 따라서 본 연구에서는 임의의 형상의 제품개발에 응용이 가능한 함침과정에 필요한 알고리즘의 개발은 물론, 개발되어진 알고리즘에 대한 타당성을 실험적으로 검증하고자 한다.

2. 이론해석

2.1 함침조건에 대한 이론해석

일반적으로 가압용침의 초기상태에서는 예비성형체의 온도, 금형온도와 초기 용탕온도가 모두 다르기 때문에 함침과정동안 복잡한 열전달 현상이 일어난다.

Fig. 1은 일정한 온도를 가진 용융상태의 기지재를 미리 예열되어진 금형에 주입한 후 가압할 때의 응고과정을 나타낸 것이다. 예비성형체의 온도가 낮을 경우에는 함침 선단부에서 기지재가 냉각되어, 응고층이 형성되므로 잠열이 방출된다. 따라서, 함침과 동시에 섬유와 금형 벽면의

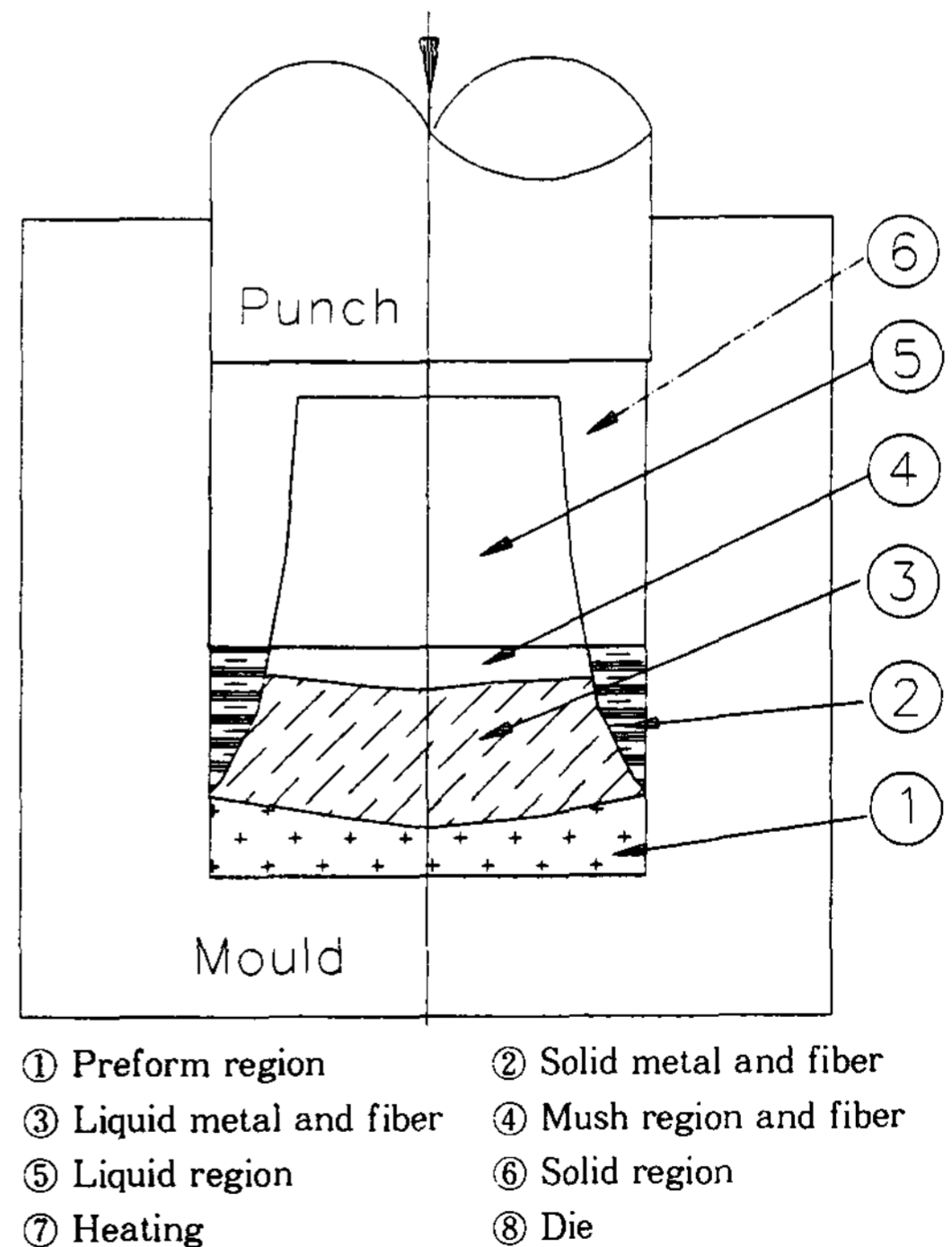


Fig. 1. Schematic diagram of phase change for variation of infiltration time.

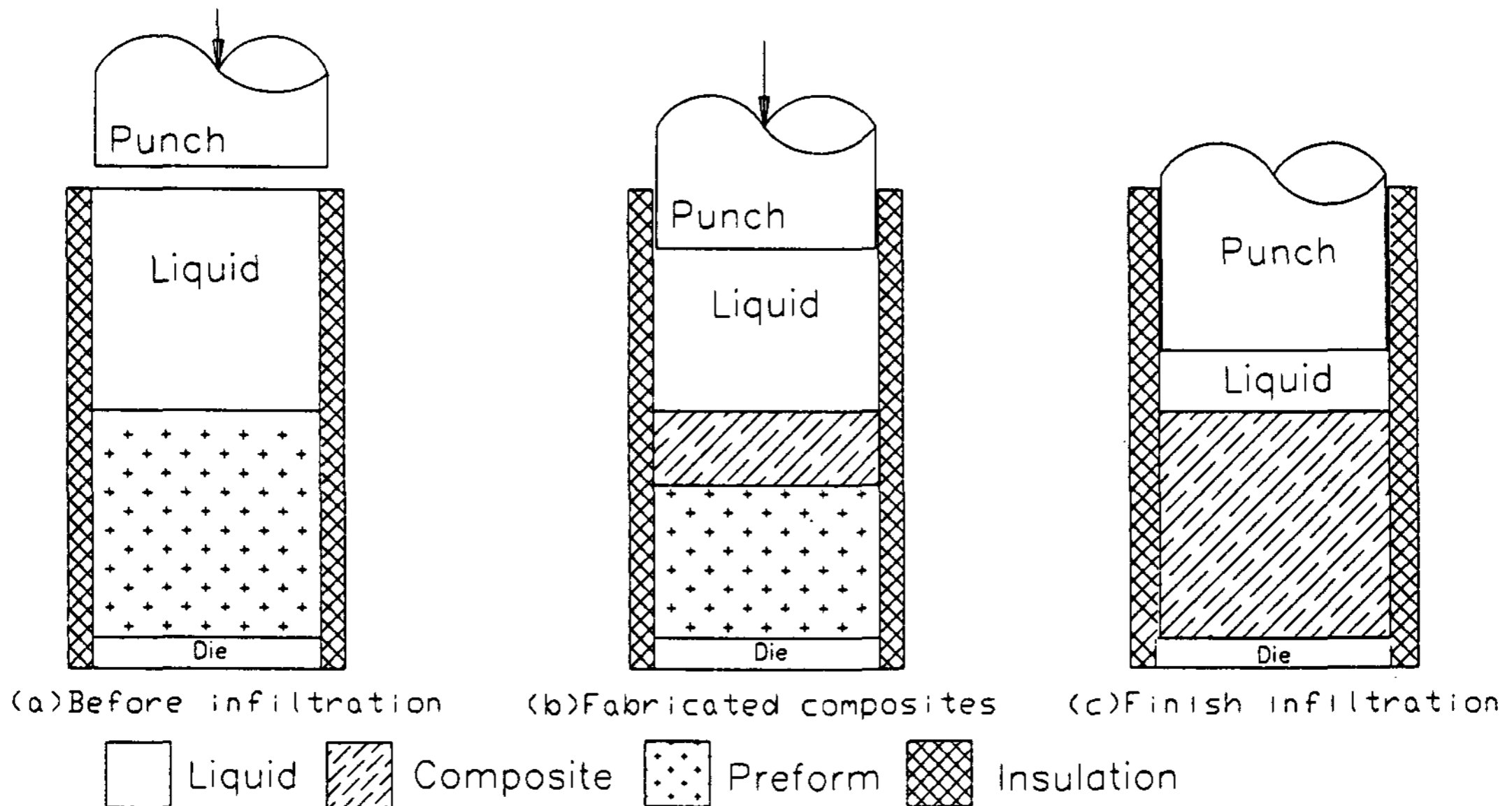


Fig. 2. The transformation plane to temperature calculation in squeeze infiltration process.

냉각으로 인하여 기지재가 액상영역인 ③과 기지재가 고상과 액상이 동시에 존재하는 복합재료의 반응용영역 ④가 존재한다.

용탕단조시 금형과 용탕간의 열교환이 섬유와의 열교환보다 빨리 일어나기 때문에 완전한 고상영역 ②, ⑥은 금형더벽을 따라서 나타난다. 과열도가 높은 용탕은 초기에 응고를 하지 않고, 단지 액상과 섬유들만이 상호존재하는 영역 ③을 만든다. 이때, 영역 ①은 함침이 안된 예비성형체 영역이고, 영역 ⑤은 액상의 기지재 영역이다.

몰드 측면과의 열전달을 고려한 함침문제에서는 보통 주조과정에서처럼 복합재료와 그 주위사이에서 열전달이 일어나, Fig. 1에서와 같은 여러영역들이 생기고, 이 영역들은 응고에 따른 임의의 형상으로 변화할 뿐만 아니라 이들 각각의 경계조건과 형상이 시간에 따른 온도의 함수이다.

이상과 같은 복합재료의 함침에 관한 포괄적인 취급은 해석의 어려움이 있으므로 본 연구에서는 해석의 단순화를 위하여, Fig. 2(a)~(c)에서 표시한 이론해석의 모델은 금형벽면 부분을 제외한 복합재료 내부에서는 온도와 압력변화에 따라서 함침이 이루어지는 단일함침의 모델을 나타낸 것이다.

Fig. 2(a)에서 보여주는 바와같이 초기에는 용융상태의 기지재와 고상인 예비성형체의 2상만이 존재하며, 이때 액상은 예비성형체에 완전히 함침될 만큼 충분한 양이다. 함침이 시작되면 Fig. 2(b)(c)에서와 같이 시간의 증분과 더불어 가압력에 의해 복합재료가 성형되어질 때 상부 및 하부 금형과 소재사이의 열전달은 대류열전달로 가정하며, 또한 펀치와 용탕, 용탕과 예비성형체, 다이하부면과 예비성형체에서 열평행 현상이 각각 일어나는 것으로 생각한다. 금속복합재료의 성형공정에 있어서 이상과 같은 물리적 현상을 해석하기 위하여 용융금속이 예비성형체내 함침될 때 다음과 같은 가정을 하였다.

- 1) 고상과 액상의 밀도는 동일하다.
- 2) 예비성형체의 표면 압력을 가압점에서는 영에서 부터 증가한다.
- 3) 함침공정중 예비성형체의 변형은 무시하며, 함침선단부는 평면응고이다.
- 4) 예비성형체 내의 섬유 분포가 불균일 하기 때문에, 예비성형체 내의 기지재의 흐름은 섬유 방향에 평행한 경우의 투과율 K_t (식.1)과 직각인 경우의 투과율 K_n (식.2)의 평균치로 하였다 [22].

$$\frac{K_t}{R^2} = \frac{1}{4V_f} \left(-\ln V_f - \frac{3}{2} + 2V_f - \frac{V_f^2}{2} \right) \quad (1)$$

$$\frac{K_n}{R^2} = \frac{1}{8} V_f \left(-\ln V_f + \frac{V_f^2 - 1}{V_f^2 - 1} \right) \quad (2)$$

2.2 예비성형체에서 용융금속의 유동현상

함침과정 중 예비성형체의 압력, 속도 및 온도 분포를 구하기 위하여 Fig. 2의 단순화된 모델을 이용한 좌표계를 Fig. 3에 표시하였다. 초기상태의(t=0) 예비성형체의 높이는 X_0 이고 함침이 진행되면 Fig. 3에서 보여주는 바와같이 복합재료와 예비성형체영역은 각각 $0 < X_2 < X_c$, $X_c < X_2 < (X_0 - X_c)$ 이며 이때 기지재의 영역은 $0 \leq X_1 \leq X_1$ 을 나타낸다.

좌표치의 기준은 복합재료영역과 기지재 영역을 각각 X_2 , X_1 을 설정하여 이론해석을 전개한다.

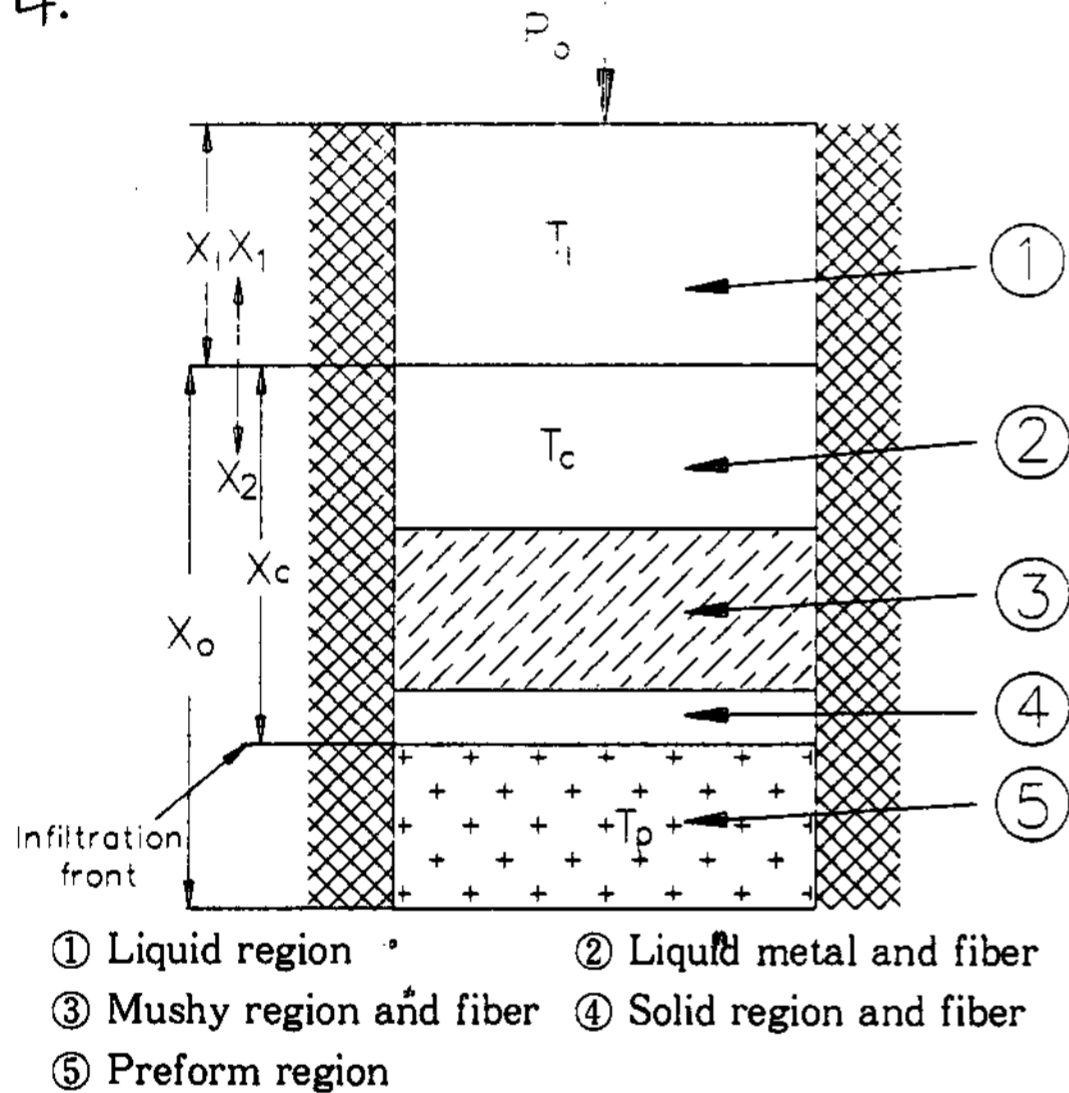


Fig. 3. The simplified model for analysis of heat transfer of squeeze infiltration process and coordinate system.

Fig. 3은 일차원 해석을 위한 응고해석 모델로서 함침중 응고가 이루어짐에 따라 액상인 기지재의 영역 ①과 기지재가 액상인 복합재료 영역 ②, 기지재가 반응고영역을 포함하는 복합재료의 Mushy영역 ③, 기지재가 고상인 복합재료 영역 ④ 및 함침이 이루어지지 않은 예비성형체 영역 ⑤를 보여주고 있다. 위의 모델은 함침 선단부에서 응고층의 형성으로 인하여 유동이 중지되는 일방향 응고모델이다. 예비성형체의 최초의 길이는 X_0 로 주어지고 함침이 진행됨에 따라 복합재

료부의 길이 X_c 는 증가하며, 액상부의 길이 X_1 은 함침량이 증가함에 따라 감소하게 된다.

함침과정 중 식(3)의 레이놀즈 수($Re = 0.48 \sim 1$)가 작기때문에 압력손실 $\Delta P (= \frac{\mu_{air} V_0 \Delta K}{K})$ 에 비례하는 Darcy's Flow를 적용하여 압력과 속도를 구할수 있다.

$$Re = \frac{2\gamma_f \rho V_0}{\mu_{al} V_f} \quad (3)$$

예비성형체내의 섬유 함유율은 크기가 각각 다르기 때문에 공극이 큰부분은 먼저 함침이 이루어지고, 공극이 작은 부분은 나중에 함침되어진다. 이와같은 이유로 예비성형체내의 유속은 실제로 측정이 곤란하기 때문에 용융 상태의 알루미늄 기지재를 비압축성 유체로 가정하면 Darcy's식의 미분형 및 연속 방정식을 다음과 같이 표현할 수 있다[20].

$$\frac{\partial P_{al}}{\partial X_2} = -\frac{\mu_{al}}{K_{al}} V_0 (0 \leq X_2 \leq X_c) \quad (4)$$

$$\frac{\partial V_0}{\partial X_2} = 0 \quad (5)$$

함침과정중 공기가 예비성형체 사이를 유동할 때의 유속은 Darcy's Flow에 의하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial P_{air}}{\partial X_2} = -\frac{\mu_{air}}{K_{air}} V_0 (X_c \leq X_2 \leq X_0) \quad (6)$$

Fig. 3에서 보여주는 바와 같이 복합재료영역 ②③④에서 기지재의 고상율이 전부 다르기 때문에 식(4)의 K_{al} 은 함침과정중 중요한 변수이다.

합금의 경우 고상의 형성은 용질을 배출함으로써 이루어지기때문에 액상의 농도는 증가한다. 이와같은 용질이동에 따른 농도변화는 본논문에서는 다루지 않는 반면에, Fig. 4에서 보는 바와 같이 고상은 섬유와 기지재의 열전달에 의하여 섬유의 균일 코팅층(Sheath)의 형상으로 성장한다고 가정하였다.

함침과정중 기지와 섬유의 열전달에 의하여 섬유의 직경이 Fig. 4에서 보여주는 바와같이 증가되므로 식(4)의 예비성형체의 투과도 K_{al} 은 섬유의 직경 d_{sf} 및 섬유의 체적함유율 V_{sf} 의 함수로 나타낼 수 있다[17].

$$K_{al} = \frac{(1 - V_{sf})^3}{32 V_{sf}^2} d_{sf}^2 \quad (7)$$

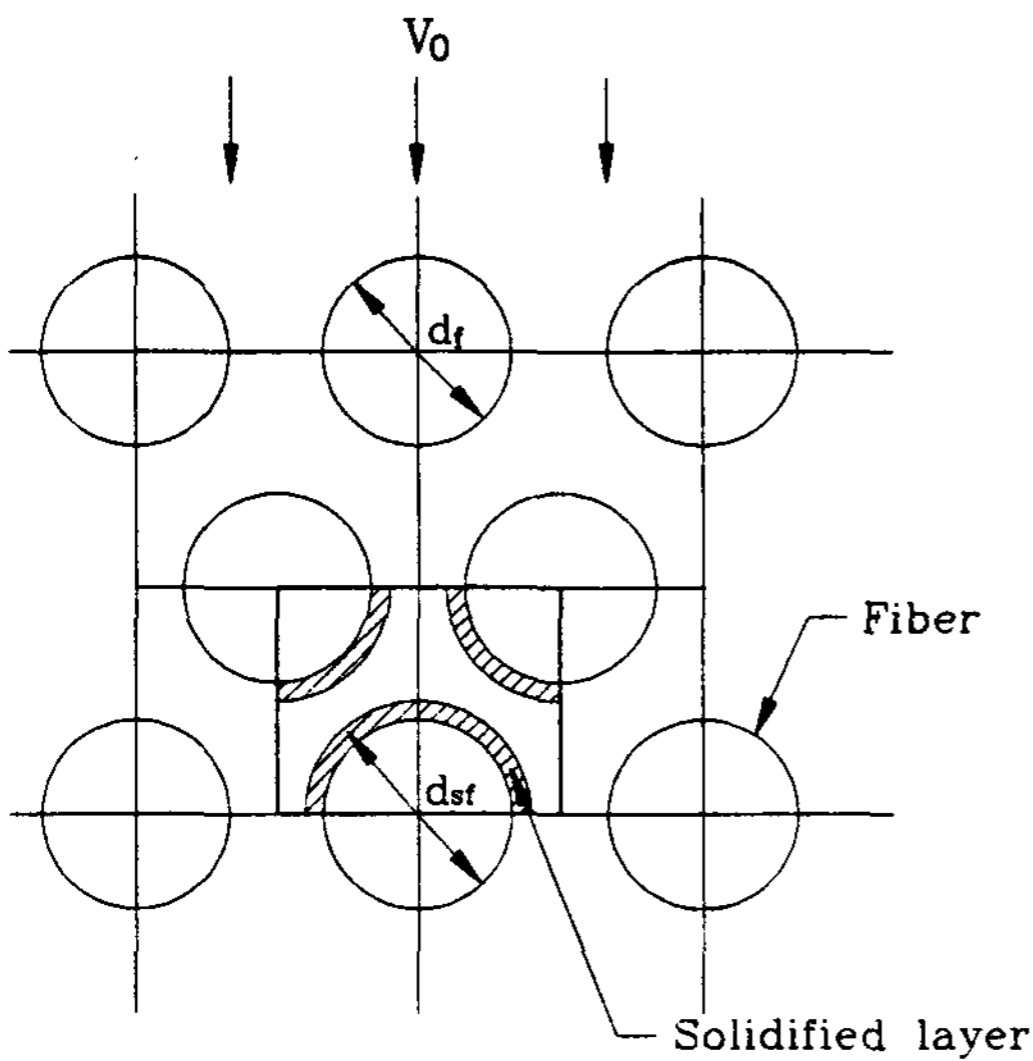


Fig. 4. Model of Solidified layer formation.

$$d_{sf} = d_f \sqrt{\frac{C_f \rho_f V_f (T_M - T_f) - (1 - V_f) C_f \rho_f (T_f - T_M)}{V_f H \rho_f} + 1} \quad (8)$$

$$V_{sf} = V_f \left(\frac{d_{sf}}{d_f} \right)^2 \quad (9)$$

Al기지재의 경우 응고수축은 6% 정도이지만, 응고량이 작을 때는 응고수축이 섬유체의 체적함유율의 변화에 미치는 영향이 극히 적기때문에 본 연구에서는 응고수축으로 인한 V_{sf} 의 영향은 고려하지 않았다.

식(6)의 K_{air} 은 응고현상이 일어나지 않을때 비원관 유동의 Hagen-Poiseuille 유동식과 등가하는 것으로 고려하면 다음 식과 같이 나타낼 수 있다[17].

$$K_{air} = \frac{(1 - V_f)^3}{32 V_f^2} d_f^2 \quad (10)$$

식(4),(6)을 해석하기 위하여 Fig. 3의 $X_2 = 0$ 과 $X = X_c$ 에서의 경계조건은 다음식으로 주어진다.

$$P_{ai} = P_0, X_2 = 0 \quad (11)$$

$$P_{ai} = P_{air}, X_2 = X_c(t) \quad (12)$$

$$\frac{K_{al}}{\mu_{al}} \frac{\partial P_{ai}}{\partial X_2} = \frac{K_{air}}{\mu_{air}} \frac{\partial P_{air}}{\partial X_1} \quad (13)$$

$$P_{air} = P_g, X_c = X_0 \quad (14)$$

식(4),(6)과 경계조건 (11)~(14)에 의해, P_{ai} 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_{ai} = P_0 - \frac{P_0 - P_g}{(1 - Y)X_c + YX_c} X_2 \quad (15)$$

$$Y = \frac{K_{al} \mu_{air}}{K_{air} \mu_{al}} \quad (16)$$

이때 함침과정중 젖음성에 대한 압력 손실항 P_c 은 Mortensen과 Cornie[9] 등이 제안한 식(17)을 이용하면 함침에 필요한 전체의 압력항은 식(18)과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_c = \frac{-4 v_f r \cos \theta}{d_f (1 - v_f)} \quad (17)$$

$$P_t = P_{ai} + P_c \quad (18)$$

용융금속이 예비성형체내에 함침될 때 선단부의 이동속도 V_0 는 식(15)를 식(4)에 대입하면 다음식으로 주어진다.

$$V_0 = - \frac{K_{al}}{(1 - V_f) \mu_{al}} \frac{P_0 - P_g}{(1 - V_f) X_c + Y X_0} \quad (19)$$

또한, V_0 는 다음의 관계가 있으므로

$$V_0 = \frac{\partial X_c}{\partial t} \quad (20)$$

식(19) 및 (20)식에 의해 시간 t 와 함침거리 X_c 의 관계식의 다음과 같이 얻어진다.

$$(1 - Y) \frac{X_c^2}{2} + Y H X_c = \frac{K_{al} (P_0 - P_g)}{(1 - V_f) \mu_{al}} t \quad (21)$$

2.2 함침현상을 고려한 응고해석

함침공정에 있어서 열전달에 대한 해석은 주어진 크기의 예비성형체내에 용융금속을 함침시킬 수 있는 시간과 거리등을 예측하기 위하여 매우 중요하다.

Fig. 1에서 보는 바와같이 용융금속이 섬유사이에 함침되어질 때 열전달 과정은 복잡한 경계를 가지고 시간에 따라 각각의 영역이 변화하므로, 문제를 해결하기 위해서는 단순화된 가정이 필요하다.

Fig. 3에서 보여주는 일방향 유동의 성형공정의 단순화된 모델에서 주위벽면은 단열이고, 상부와 하부다이의 온도가 각각 T_u, T_d 일때, 초기 함침온도 및 예비성형체의 온도는 각각 T_1 과 T_0 로 주어진다. 함침이 진행됨에 따라 Fig. 3에서 보는 바와같이 응고에 의하여 여러 영역들이 존재하게 된다. 따라서, 본 연구에서는 함침과정중 온도분포를 구하기 위하여 각 영역의 구성방정식을 다음과 같이 각각 다르게 설정하였다.

기지재가 액상인 영역 ①에서 금형과의 열전도 현상으로 인하여 고상영역이 존재할 때의 열평형 방정식은 다음과 같다.

$$\nabla \cdot (k_l \nabla T_l) = p_c C_l \frac{\partial T_l}{\partial t} + p_c C_l V_0 \nabla T_l - p_l H \frac{\partial F_s(t)}{\partial t} \quad (22)$$

식(22)의 액상인 기지재의 고상율 F_s 는 선형으로 인정하면 다음과 같이 주어진다.

$$F(t) = \frac{T_L - T(t)}{T_L - T_s} \quad (23)$$

기지재가 액상인 복합재료영역 ②와 기지재가 반요용영역 ③의 열평형 방정식은 식(24)에서 잠열항을 고려해야 하기때문에 다음과 같이 각각 표현할 수 있다.

$$\nabla \cdot (k_c \nabla T_c) = p_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} + p_c C_l V_0 \nabla T_c \quad (24)$$

$$\nabla \cdot (k_c \nabla T_c) = p_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} + p_c C_l V_0 \nabla T_c - p_l H (1 - V_l) \frac{\partial F_s}{\partial t} \quad (25)$$

Fig. 3에서 표시한 바와같이 복합재료영역 ④와 예비성형체영역 ⑤에서 기지재가 완전히 응고되어 기지재의 유동이 없다고 하면 전도에 의하여 열평형이 일어나기 때문에 열평형 방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다. 해석도중 합침선단부의 온도가 고상선온도 T_s 이상이면 합침이 계속되어지기 때문에 이때는 식(24)를 이용하여 온도분포를 구하였다.

$$\nabla \cdot (k_c \nabla T_c) = p_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} \quad (26)$$

$$\nabla \cdot (k_p \nabla T_p) = p_p C_p \frac{\partial T_p}{\partial t} \quad (27)$$

$p_p C_p$ 는 혼합법칙(Mixed Rule)에 의해 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$p_p = p_l V_l + p_{air} (1 - V_l) \quad (28)$$

$$C_p = C_l V_l + C_{air} (1 - V_l) \quad (29)$$

$$p_c = p_l V_l + p_l (1 - V_l) \quad (30)$$

$$C_c = C_l V_l + C_l (1 - V_l) \quad (31)$$

$$k_c = k_l V_l + k_l (1 - V_l) \quad (32)$$

식(22), (24)~(27)의 수치계산을 위한 경계조건을 다음과 같이 설정하였다.

$$X_2 = 0 : -k_l \frac{\partial T_l}{\partial X_1} = k_c \frac{\partial T_c}{\partial X_c} \quad (33)$$

$$X = X_1 : k_l \frac{\partial T_l}{\partial X_1} = h_1 (T_l - T_r) \quad (34)$$

$$X = X_c : k_c \frac{\partial T_c}{\partial X_c} = k_p \frac{\partial T_p}{\partial X_p} \quad (35)$$

$$X = X_0 : k_p \frac{\partial T_p}{\partial X_p} = h_2 (T_p - T_d) \quad (36)$$

영역 ②와 ③ 그리고 영역 ③과 ④사이에 경계조건인 식(35)와 같이 표현할 수 있기때문에 생략하였다.

응고 잠열은 고상율의 증가와 더불어 고-액 공존 영역에서 방출된다. 따라서, 고상율과 온도와의 관계를 파악하는 것은 응고해석을 하는데 있어서 매우 중요하다. 본 연구에서는 응고잠열의 방출에 의한 복합재료의 영역 ②, ③, ④에 대응하는 방정식 (24)~(26)를 등가 비열법에 의하여 식(37), (38)와 같이 수정하였다. 이때 영역 ④에 대응하는 식(26)은 식(38)의 속도항을 무시하여 계산하였다.

$$p_c C_{ce} \frac{\partial T_c}{\partial t} = \nabla \cdot (k_c \nabla T_c) - p_c C_l V_0 \nabla T_c \quad (37)$$

$$p_c C_{le} \frac{\partial T_c}{\partial t} = \nabla \cdot (k_c \nabla T_c) - p_c C_l V_0 \nabla T_c \quad (38)$$

$$C_{ce} = C_c - \frac{\rho_l}{\rho_c} H (1 - V_l) \frac{\partial F_s}{\partial t} \quad (39)$$

$$C_{le} = C_l - \frac{\partial F_s}{\partial t} \quad (40)$$

2.3 이동경계법에 의한 정식화

응고과정중 상변화 과정이 일어나는 동안 물성치가 다른 여러상들로 분리되고, 이때 열에너지를 흡수하거나 방출하면서 Fig. 3과 같이 각 영역의 경계가 변화한다.

이러한 현상을 고려하여 복합재료 내부의 온도변화를 계산하기 위하여 Fig. 3의 각 영역의 체적 변화를 시간이 변함에도 불구하고, 계산영역이 변하지 않은 Fig. 5과 같이 각 영역을 경계를 고정시켰다.

앞에서 주어진 식(22), (27), (37), (38)과 식(33)~(36)을 변환시키기 위하여 기지재, 복합재료 및 예비성형체 영역에서의 독립변수를 다음과 같이 정의하였다.

$$\xi = \frac{X_1}{X_l} \quad 0 < \xi < 1, \quad 0 < X_1 < X_l \text{ (영역 ①)} \quad (41)$$

$$\eta = \frac{X_2}{X_c} \quad 0 < \eta < 1, \quad 0 < X_2 < X_c \text{ (영역 ②, ③, ④)} \quad (42)$$

$$\zeta = \frac{X_2 - X_c}{X_0 - X_c} \quad 0 < \zeta < 1, \quad X_c < X_2 < X_0 \text{ (영역 ⑤)} \quad (43)$$

액상영역 ($0 < \xi < 1$), 복합재료 ($0 < \eta < 1$) 및 예비성형체영역 ($0 < \zeta < 1$)의 열평형 방정식(22), (27), (37), (38)을 독립변수(41)~(43)을 이용하여

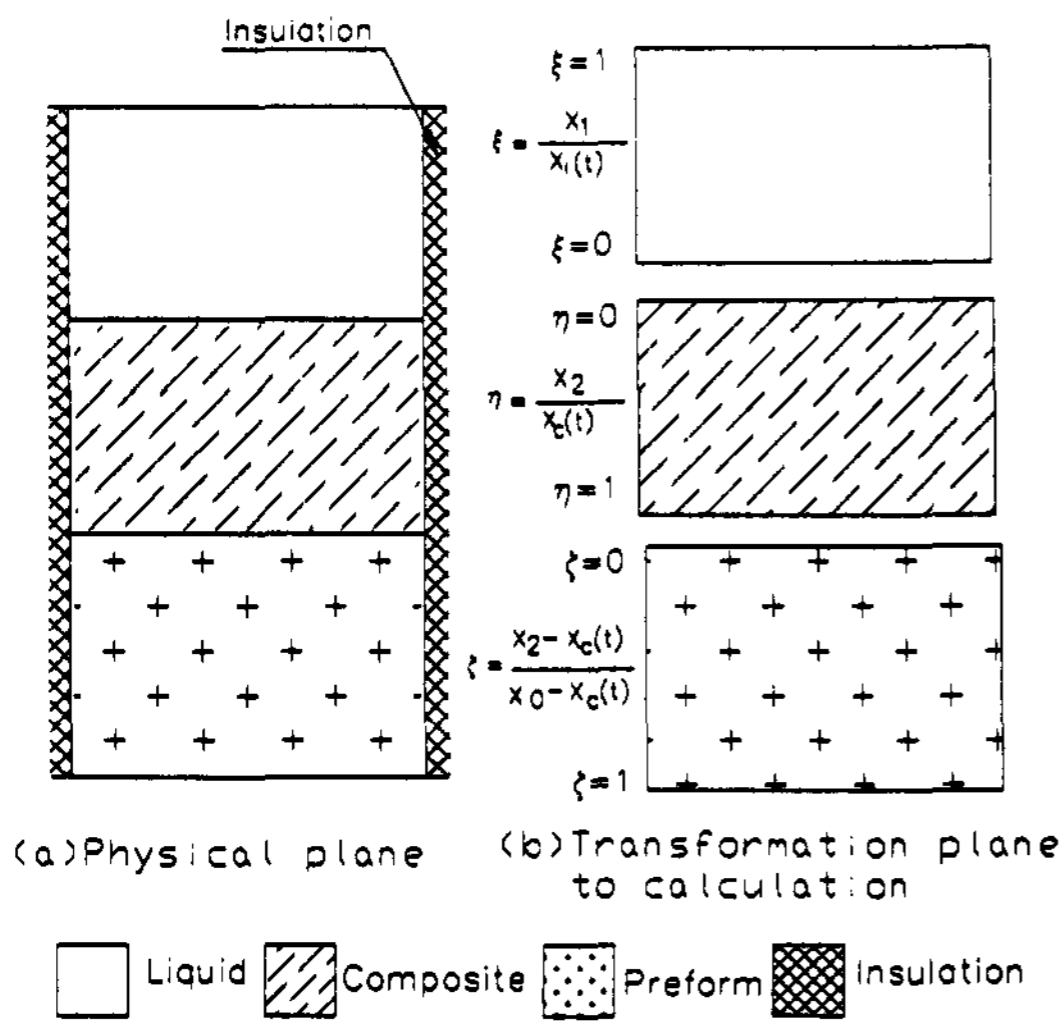


Fig. 5. Schematic diagram of physical plane and transformation plane for temperature calculation.

여 좌표변환하면 각각 다음과 같이 주어진다.

$$p_l C_{le} \frac{\partial T_l}{\partial t} = (p_l C_{le} \xi \frac{\partial X_l}{\partial t} - p_l C_l V_0) \frac{1}{X_l} \frac{\partial T_l}{\partial \xi} + k_l \frac{1}{X_l^2} \frac{\partial^2 T_l}{\partial \xi^2} \quad (\text{영역 ①}) \quad (44)$$

$$p_c C_r \frac{\partial T_c}{\partial t} = (p_c C_{ce} \eta \frac{\partial X_c}{\partial t} - p_c C_l V_0) \frac{1}{X_c} \frac{\partial T_c}{\partial \eta} + k_c \frac{1}{X_c^2} \frac{\partial^2 T_c}{\partial \eta^2} \quad (C_l = C_{ce} : \text{영역 ②}, C_l = C_{le} : \text{영역 ③}) \quad (45)$$

$$p_p C_p \frac{\partial T_p}{\partial t} = (p_p C_p \frac{(1-\zeta)}{(X_0 - X_c)} \frac{\partial X_c}{\partial t} - p_p C_l V_0) \frac{1}{X_c} \frac{\partial T_p}{\partial \zeta} + k_p \frac{1}{(X_0 - X_c)^2} \frac{\partial^2 T_p}{\partial \zeta^2} \quad (\text{영역 ⑤}) \quad (46)$$

영역 ④에서 합침선단부의 온도가 $T < T_s$ 이면 열평형방정식은 방정식(45)의 속도 V_0 를 무시하여 온도분포를 구하였다.

또한, 경계조건 (33)~(36)을 위와 똑같은 방법으로 좌표변환하면 각각 다음과 같다.

$$\xi=0, \eta=0 : -k_l \frac{1}{X_l} \frac{\partial T_l}{\partial \xi} = k_c \frac{1}{X_c} \frac{\partial T_c}{\partial \eta} \quad (47)$$

$$\xi=1 : k_l \frac{1}{X_l} \frac{\partial T_l}{\partial \xi} = h_1 (T_l - T_r) \quad (48)$$

$$\eta=1, \zeta=0 : k_c \frac{1}{X_c} \frac{\partial T_c}{\partial \eta} = k_p \frac{1}{X_0 - X_c} \frac{\partial T_p}{\partial \zeta} \quad (49)$$

$$\zeta=1 : k_p \frac{1}{X_0 - X_c} \frac{\partial T_p}{\partial \zeta} = h_2 (T_p - T_d) \quad (50)$$

2.4 수치해석법

계산을 위하여 사용한 기지재의 물성치를 Table 1에 표시하였다[23]. 식(4)의 용융합금의 점성 μ_{a1} 에 대한 물성자료가 발표되지 않을 뿐만 아니라, 온도의 함수로 표시된 점성을 예측할 수 있는 수식도 발견되지 않아 본 연구에서도 Fukunaga와 Gohda[17] 등이 이용한 $\mu_{a1}=4.5cP$ 의 데이터를 사용하였다. 합침공정중 점성에 대한 식(17)의 압력손실을 구하기 위하여 $\gamma=0.893pa \cdot m$, $\theta=150^\circ C$ 의 값을 이용하였다[22]. 각 영역에 대한 방정식은 중심차분법과 양적해법에 의하여 차분화하여 사용하였다. 합침공정중 금형과 소재사이에 있어서 식(34),(36)의 열전달계수 h_1 과 h_2 은 대단히 중요하다. 따라서 h_1 과 h_2 의 값은 용탕단조중 가압력에 영향을 미치지 않은 $h_1 = h_2 = 1.05 \times 10^4 W/(m^2 K)$ 을 이용하였다[24]. 초기 $t=0$ 에서 복합재료 영역 δ 는 예비성형체 길이 $X_0 \times 10^{-3}$ 으로 가정하였으며, 각각의 영역은 100등분하였고, 한공정에 대한 계산시간은 약 3시간 정도 소요되었다.

3. 가압 합침 실험 및 결과

3.1 실험방법

$V_f=15vol\%$ 의 Kaowool 예비성형체를 구입하여 용탕단조법에 의해 금속기복합재료를 제조하였다. 구입한 예비성형체는 Saffil $\delta-Al_2O_3$ 단섬유로 제조된 것이다.

기지재는 주조용 알루미늄인 A356을 사용하였다.

Fig. 6은 용탕단조법에 의한 금속복합재료의 제조장치를 나타내고 있다. 본 제조장치는 유압프레스 부분과 금속기복합재료의 제조를 위한 금형부분으로 나눌 수 있다. 금형부분에는 케비티 내부 표면으로부터 2mm의 위치에 직경 1.6mm

Table 1. Thermal Properties of Matrix for A356.[23]

Density	Specific Heat	Liquidus	Solidus	Conductivity	Latent Heat
$\rho_l (Mg/m^3)$	$C_l (J/kg K)$	$T_L (^\circ C)$	$T_S (^\circ C)$	$k_l (W/mK)$	$H (kJ/kg)$
2.7	963	565	540	117	389

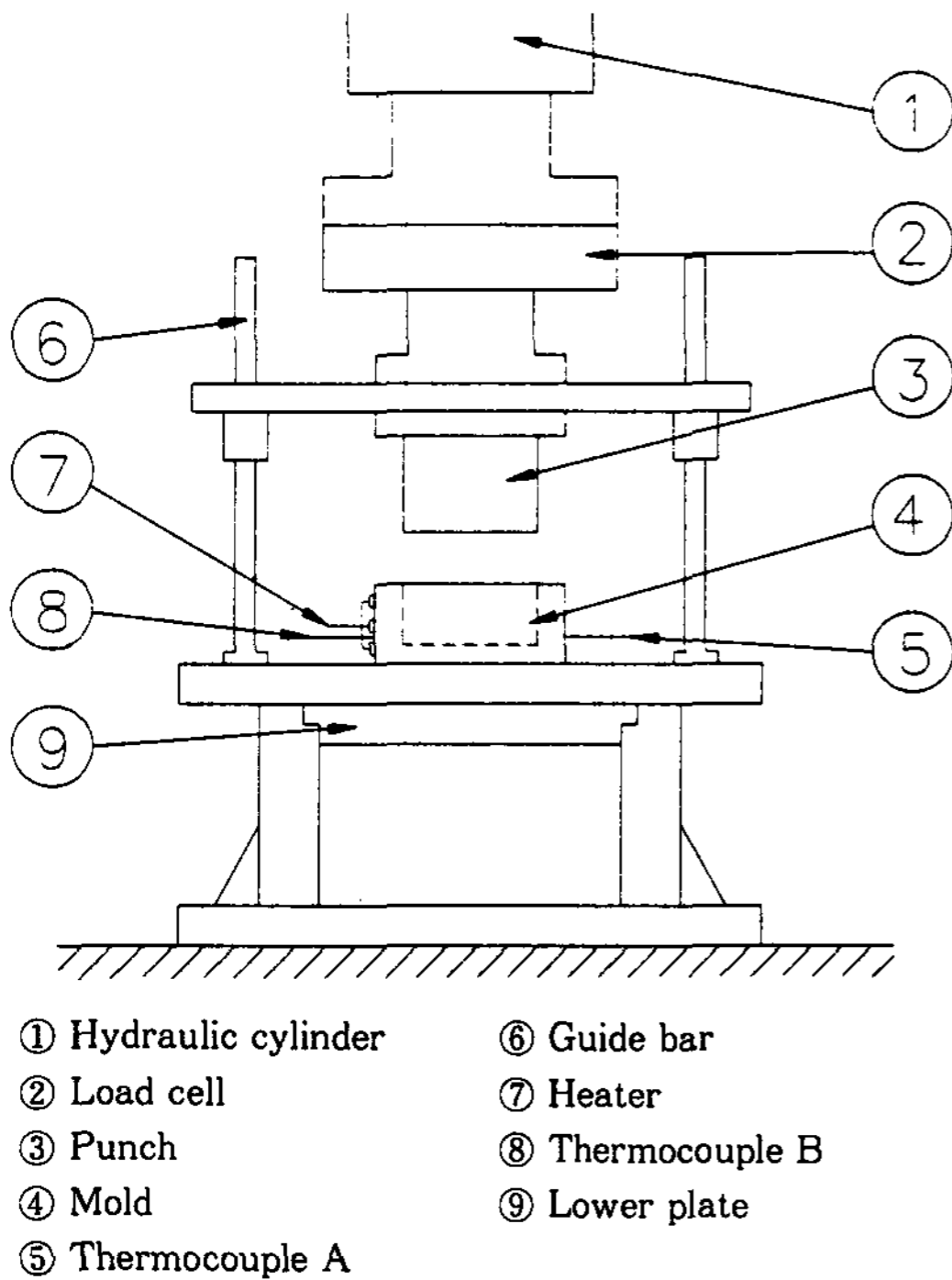


Fig. 6. Schematic diagram of the experimental equipment to squeeze casting.

의 열전대를 금형의 앞뒤에 각각 1개씩 매물하여 금형내부의 온도를 제어할 수 있도록 하였다. 금형의 두께는 50mm이며, 케비티의 크기는 가로×세로×높이를 각각 110×25×80mm로 하였다.

본 실험에서는 5ton용 로드셀을 이용하였으며, 가압과정에서 나타나는 전기적 신호를 증폭한 후 A/D변환기를 이용하여 0.01sec간격으로 데이터를 받아들였다.

금속기복합재료의 성형에 영향을 미치는 변수로는 금형 및 예비성형체의 예열온도, 용탕의 온도, 가압력, 가압속도 및 예비성형체의 섬유체적 함유율 등이 있다. 가압력은 21.53MPa로써 고정하고, 금형의 예열온도를 300°C와 400°C로 변화시켜 보았으며, 또한 기지 금속용탕의 온도를 700°C, 750°C 및 800°C의 3가지로 변화시켜서 실험을 하였다. 금속기복합재료를 제조할 때 일반적으로 가압력은 80~130MPa로 하고 있으나 본 연구에서는 함침공정 과정을 취급하고 있기때문에 본 장치에서는 예비성형체의 변형을 방지하기 위하여 펀치속도를 가장 느리게 낼 수 있는

21.53MPa로 하였다. 예비성형체는 따로 가열하지 않고 처음부터 금형에 넣어둔 상태에서 금형의 가열로 인하여 예열이 될 수 있도록 하였다. 예비성형체의 크기는 104mm(L)×24mm(H)×22mm(W)이며, 예비성형체 내부에 열전대를 삽입하기 위하여 금형 내부에 예비성형체를 미리 넣고 금형을 가열하였기 때문에 두께 방향의 온도를 균일하게 하기가 극히 어려웠다. 함침공정 중 금속기복합재료의 온도를 측정하기 위해서는 예비성형체 내에 열전대를 삽입하여야 한다. 따라서 열전대를 삽입한 상태에서 예비성형체를 가열한 후 금형의 케비티내에 삽입할 수가 없다. 그러므로 본 연구에서는 예비성형체를 금형에 고정된 후 열전대를 삽입하여 금형을 가열하였다. Fig. 7는 실험에 이용된 예비성형체 내부의 온도 측정을 위하여 열전대의 위치를 나타낸 것이다. 함침시간의 변화에 따라서 함침가능성 판단여부와 온도측정을 위하여 예비성형체 속에 있는 열전대의 위치는 깊이 4mm, 12mm 및 19mm의 등간격으로 3가지로 하였으며 각각의 위치에서 측정된 온도를 T1, T2, T3라고 한다. 본 연구에서 사용된 열전대의 직경은 1mm로서 K-type 열전대를 이용하였다. 이때 검출되는 온도데이터는 동적 전기 신호로 받아들여 함침 초기과정에서 나타나는 예비성형체 내부의 부위별 온도변화를 예측할 수 있도록 하였다.

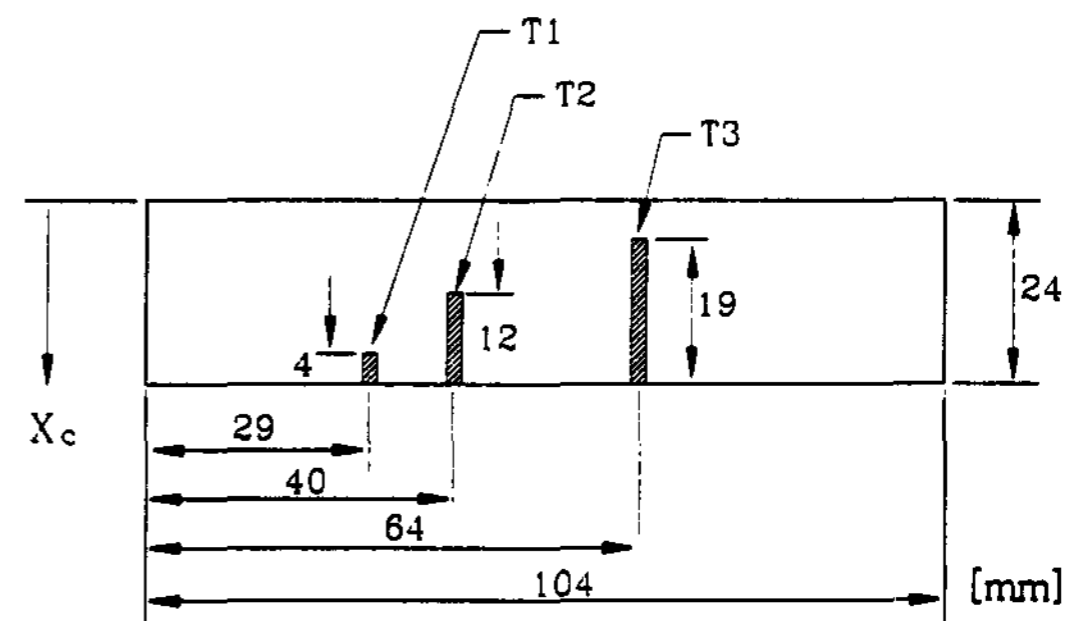


Fig. 7. Position of three thermocouples in the inner parts of the preform.

용탕단조법에 의한 제조과정을 살펴보면, 먼저 프레스를 정해진 압력으로 고정시키고 펀치의 하강속도를 27mm/sec로 일정하게 조절한 후 금형 내부와 펀치에 이형재를 끌고루 바른 다음 금형을 예열시킨다. 이때 예비성형체도 금형내부에서

같이 예열된다. 금형이 정해진 온도까지 가열되면, Fig. 7에서 표시한 바와같이 예비성형체 내부에 있는 열전대의 온도가 정상상태에 도달할 때까지 유지시킨 후 용탕을 금형내에 주입하여 가압한다. 30초 동안 가압한 후 금형의 밀판을 분리하여 200°C까지 강제공냉 시킨 후 펀치를 하강시켜 금속기복합재료를 금형으로부터 추출하였다.

4. 결과 및 고찰

용탕단조법을 이용하여 금속기복합재료를 제조할 경우 예비성형체 예열온도와 용융 지지재의 초기온도가 함침공정에 어떠한 영향을 미치는가를 이론해석과 실험을 통하여 고찰해 보았다.

Fig. 8은 용탕온도 $T_l=750^\circ\text{C}$ 에서 금형온도의 변화에 따른 가압력을 나타낸 것이다. 실험초기에 정상상태하에서의 가압력을 21.53MPa로 맞춰두었지만 함침공정이 완료됨과 동시에 램이 정지할 때 순간적으로 이 값을 훨씬 초과하는 과도하중이 나타났다. Fig. 8에서 나타나는 가압력의 증가 특성을 살펴보면 최고압력에 도달하는 시간이 금형온도 $T_m=300^\circ\text{C}$ 일 때가 400°C 보다 빨리 도달하였다. 금형온도 $T_m=400^\circ\text{C}$ 의 경우 0.6sec를 넘어서면서 압력이 완만하게 증가하는데 반하여 $T_m=300^\circ\text{C}$ 인 경우는 급격하게 증가하는 현상

을 관찰할 수 있었다. 최고 가압력에 도달하는 시간을 살펴보면 $T_m=300^\circ\text{C}$ 의 경우에는 $t=0.73\text{sec}$ 이며, $T_m=400^\circ\text{C}$ 일 때는 $t=0.95\text{sec}$ 였다. 금형온도 $T_m=300^\circ\text{C}$ 인 경우가 최고가압력에 도달하는 시간이 $T_m=400^\circ\text{C}$ 에 비하여 더 짧은 이유는 예비성형체의 내부온도가 낮을수록 용탕유동에 대한 저항력이 커져서 예비성형체에 변형이 일어났기 때문으로 판단된다.

Fig. 9는 금형온도가 $T_m=300^\circ\text{C}$, 용탕의 초기온도 $T_l=800^\circ\text{C}$ 일 때 열전대 위치 $X_c=5, 12, 20\text{mm}$ 에서 시간의 경과에 따른 온도변화를 이론치와 실험치를 비교한 것이다. 함침이 시작될 때부터 완료되는 시간으로 예측되는 0.65sec까지의 결과를 나타낸 것이다. 용탕을 전기로에서 꺼내어 산화막을 제거하고 금형에 주입한 후 가압펀치가 용탕표면에 도달순간을 $t=0$ 하였다. 용탕의 초기온도가 800°C 일 때로 Fig. 7의 열전대 위치 T3(예비성형체 표면으로부터 5mm 위치)는 $t=0.135\text{sec}$ 에서 측정온도보다 이론치가 18°C 높게 계산되었다. $t=0.65\text{sec}$ 에서는 56°C 만큼 이론치가 높게 나타났다. 열전대의 위치 T2(예비성형체 표면으로부터 12mm)는 $t=0.325\text{sec}$ 에서 이론치보다 실험치가 오히려 18°C 만큼 높게 측정되었다. 또한 $t=0.65\text{sec}$ 에서는 56°C 만큼 다시 이론치가 높게 나타났다. 열전대의 위치 T1(예비성형체 표면으로부터 20mm)은 $t=0.541\text{sec}$ 에

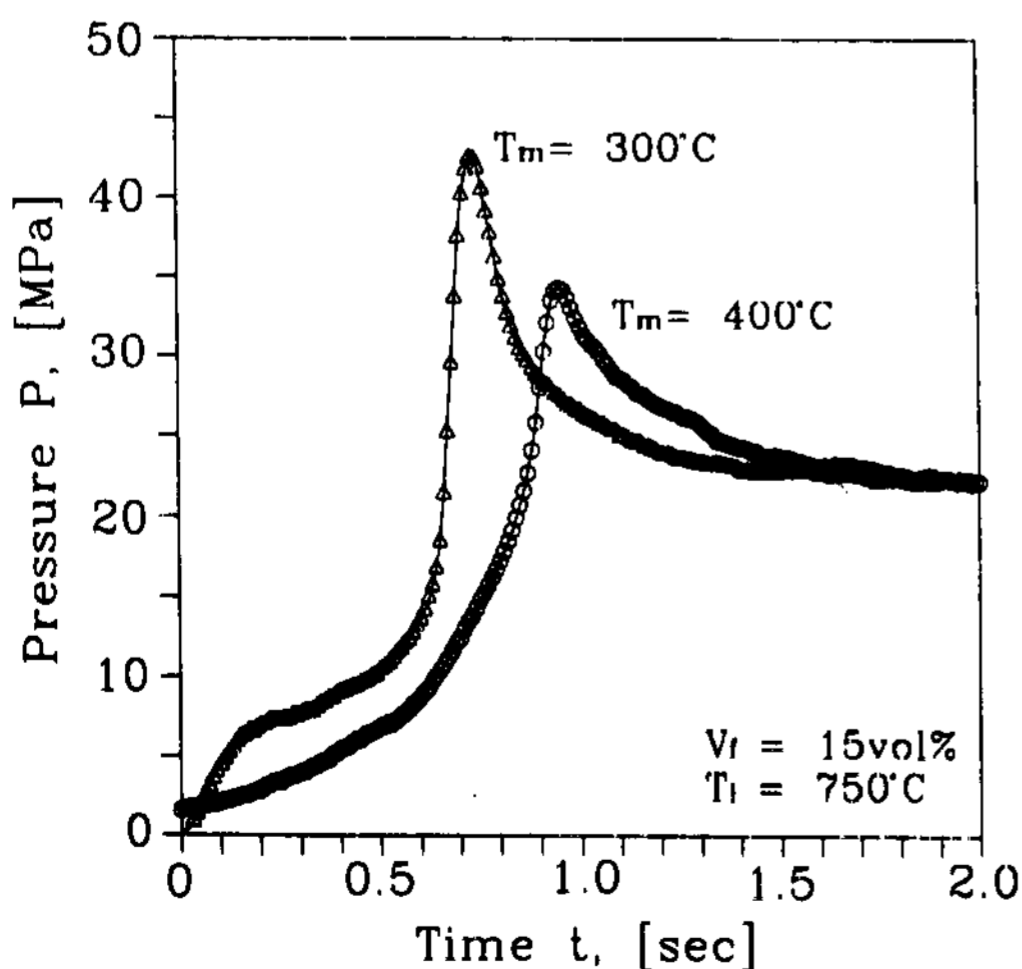


Fig. 8. The influence of the preheating temperature of the mold on the applied pressure to preform.

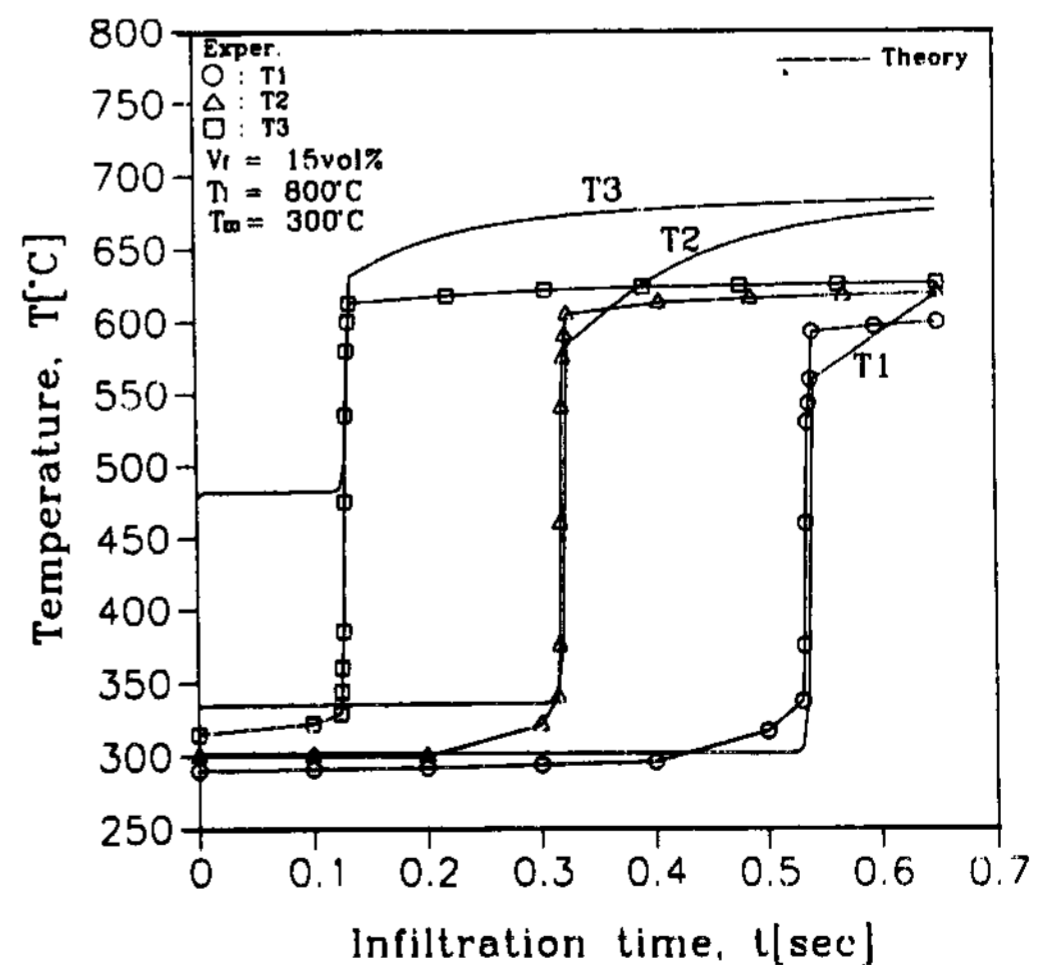


Fig. 9. Comparison of calculated temperature variation and the experimental values for A356/15 vol.pct Al_2O_3 composites.

서 측정온도가 이론치보다 33°C 높게 나타났으며, $t=0.65\text{sec}$ 에서는 이론치가 측정온도보다 오히려 19°C만큼 높게 나타났다.

Fig. 10는 금형의 예열온도가 $T_m=300^\circ\text{C}$, 용탕의 초기온도 $T_i=800^\circ\text{C}$ 일 때 합침거리에 따른 온도변화를 나타낸 것이다. Fig. 7의 $X_c=5\text{mm}$ (용탕의 표면 $X_c=0$ 로부터 예비성형체까지의 높이)인 경우 $t=0.2, 0.4, 0.6\text{sec}$ 에 대응한 이론해석의 온도는 각각 656, 676, 682°C이며, 실험치는 각각 616, 624, 626°C로 측정되었다. $X_c=5\text{mm}$ 에서의 이론치와 실험치는 40~56°C의 다소 큰 온도차이를 보였다. $X_c=12\text{mm}$ 의 위치에서 시간 $t=0.2, 0.4, 0.6\text{sec}$ 에 대한 계산결과는 각각 335, 629, 673°C였으며, 이에 대응한 실험결과는 각각 300, 613, 618°C로 나타났다. $X_c=20\text{mm}$ 의 경우에 시간변화에 따른 계산결과는 각각 301, 302, 593°C였고 실험치는 각각 292, 296, 597°C로써 측정되었다. 합침시간의 증가와 더불어 각 위치마다 온도가 증가하고 있다는 것을 알 수 있다.

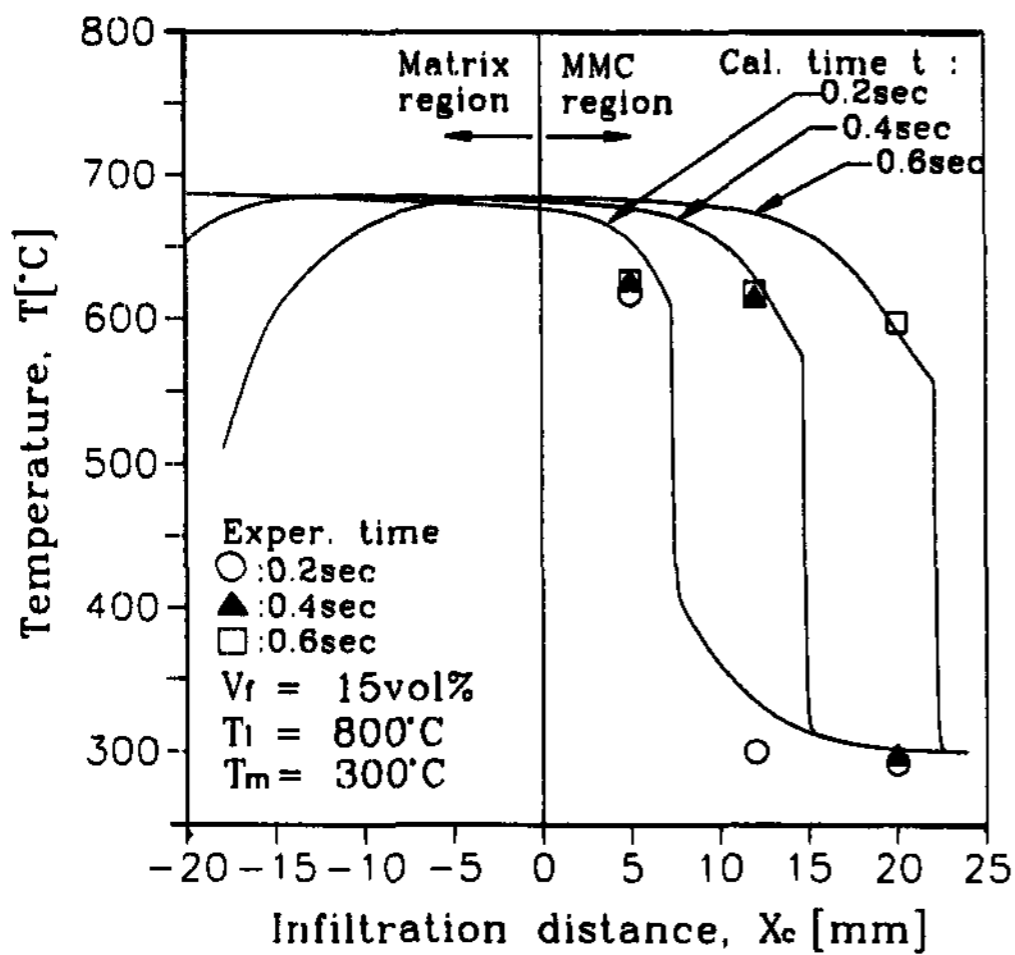
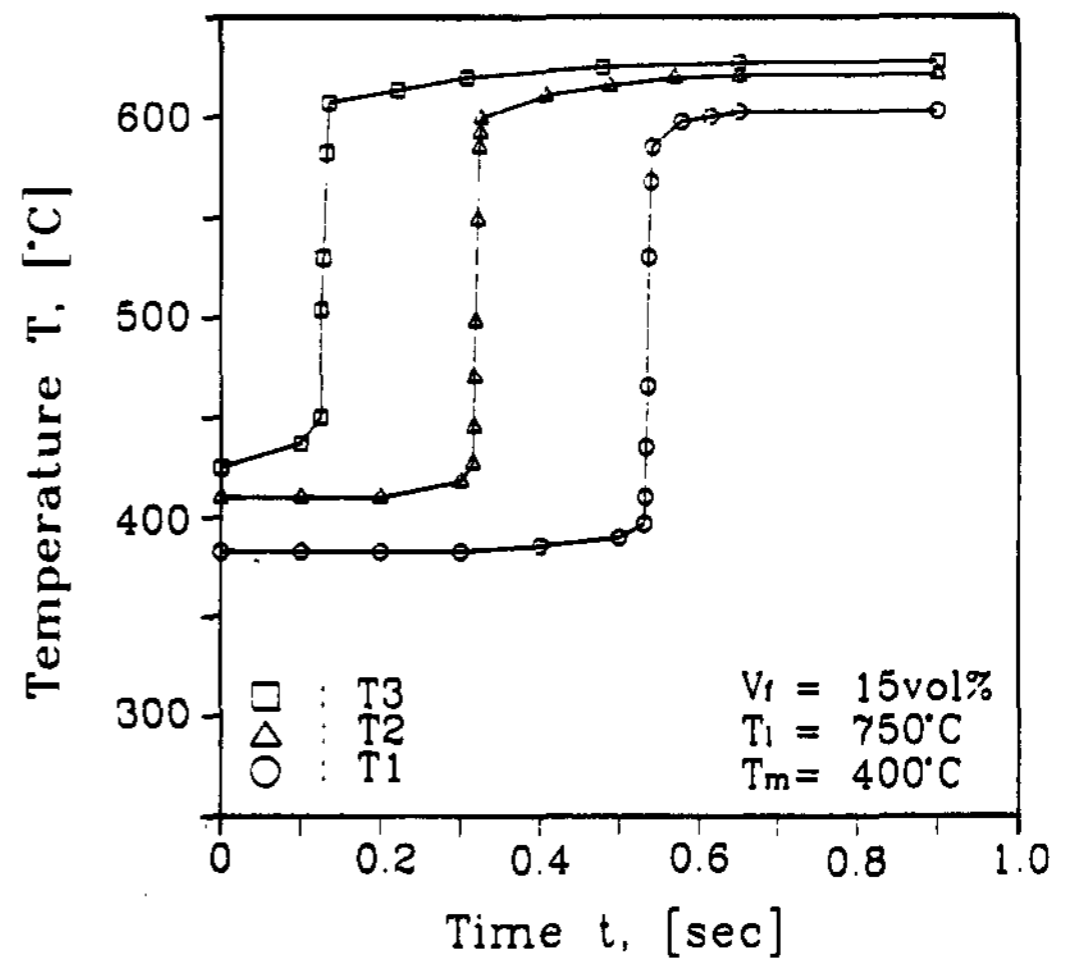


Fig. 10. Comparison of calculated temperature variation and the experimental values for A356/15 vol.pct Al_2O_3 composites.

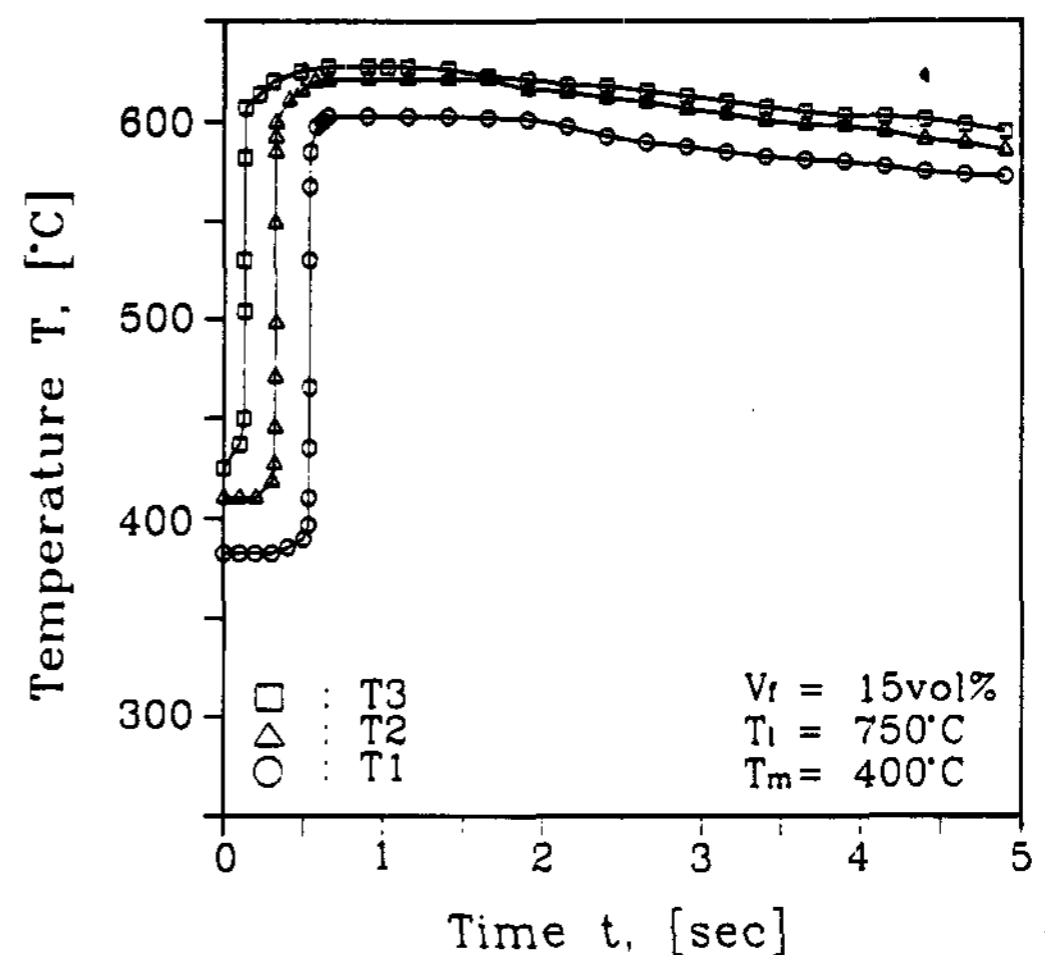
이론결과와 실험결과에 의하면 $X_c=5\text{mm}$ 에서 $t=0.2\text{sec}$ 가 경과되었을 때는 이미 실험치와 이론치가 모두 600°C 이상의 온도를 나타내어 합침이 이루어졌다고 판단할 수 있으며, $X_c=12\text{mm}$ 에서는 0.4sec가 경과하면서 합침이 완료되었고, $X_c=20\text{mm}$ 에서는 0.6sec가 경과되어서야 합침이

진행되었다고 예측할 수 있다. Fig. 10에서 보여주는 바와같이 상부 금형과 기지재가 접촉하는 $X_c=-20\sim-17.5\text{mm}$ 에서는 대류열전달에 의하여 기지재의 온도가 $500\pm 10^\circ\text{C}$ 까지 감소하였다. 따라서 본 연구에서 구한 이론해석은 예비성형체의 어떤 특정한 위치와 시간에서 합침여부를 판단할 수 있다.

Fig. 11(a)(b)는 금형온도 $T_m=400^\circ\text{C}$ 로 하였을 때 복합재료 내부의 온도변화를 나타낸 것이



(a) $t=(0\sim 0.9)$ sec



(b) $t=(0\sim 5)$ sec

Fig. 11. (a)(b) Relationship between the internal temperature of preform and pressure time at the punch velocity 27mm/sec. ($T_i=750^\circ\text{C}$, $T_m=400^\circ\text{C}$)

다. Fig. 11(a)는 0~1sec사이에서의 온도변화로써 초기에 $T_1=382^{\circ}\text{C}$, $T_2=410^{\circ}\text{C}$, $T_3=425^{\circ}\text{C}$ 를 나타내었다. 위치에 따른 이러한 온도 분포는 금형의 예열효과로 인하여 나타나는 예비성형체 내부의 온도변화이다. 측정온도 T_3 의 위치에 용탕이 도달하였을 때의 온도가 607°C 로써 금형의 예열온도를 300°C 로 한 경우보다 약 7°C 증가하였다. T_2 와 T_1 의 경우도 각각 599°C , 585°C 로 나타났다. 금형의 예열온도를 300°C 에서 400°C 로 향상시킴으로써 합침순간의 내부온도가 전체적으로 $4\sim 7^{\circ}\text{C}$ 정도 높게 측정되었다. Fig. 11(b)에서 T_3 와 T_2 사이의 온도차가 $5\sim 6^{\circ}\text{C}$ 를 유지하였고, T_2 와 T_1 은 $13\sim 20^{\circ}\text{C}$ 의 온도차를 보이면서 응고되는 것을 관찰할 수 있다. $t=5\text{sec}$ 가 경과하였을 때의 온도는 $T_3=595^{\circ}\text{C}$, $T_2=585^{\circ}\text{C}$ 및 $T_1=572^{\circ}\text{C}$ 의 분포를 나타내었다. 금형의 예열온도 $T_m=300^{\circ}\text{C}$ 와 $T_m=400^{\circ}\text{C}$ 인 경우를 비교해보면, 금형의 예열온도가 400°C 일 때가 합침이 완료된 후 가압과 동시에 응고가 진행되면서 응고가 훨씬 높게 유지되었다. 이것은 예비성형체

의 예열온도가 높을수록 용융기지재가 유입되면서 예비성형체에 빼앗기는 열량이 감소하기 때문에 나타나는 현상으로 판단된다.

Fig. 12(a)~(c)는 금형의 예열온도 $T_m=300^{\circ}\text{C}$, 용탕의 초기온도 $T_1=800^{\circ}\text{C}$, 강화재의 체적 함유율 $V_f=15\text{vol}\%$ 일 때 제조된 금속기복합재료의 시편을 가압방향과 평행하게 절단한 후 관찰한 단면 조직사진이다. 예비성형체 높이 24mm 까지 함침이 잘 이루어졌으며, 기공도 거의 발견되지 않았다. Fig. 12의 아랫부분에서 (Fig. 12(c)) 강화재의 밀도가 Fig. 12(a)(b)에 비하여 다소 낮게 나타났는데 이것은 함침과정에서 예비성형체의 윗부분에 변형이 발생하였기 때문에 나타난 현상으로 사료된다. 따라서 이론해석에 의하여 구한 금속기복합재료 내부의 온도분포와 측정치와의 오차 원인은 예비성형체의 변형에 의하여 섬유함유율의 변화에도 영향을 있을 것으로 사료된다. Fig. 13은 용탕의 초기온도 $T_1=750^{\circ}\text{C}$, 금형온도 $T_m=300^{\circ}\text{C}$ 일 때 금속복합재료의 시편을 가압방향과 평행하게 절단한 후 관

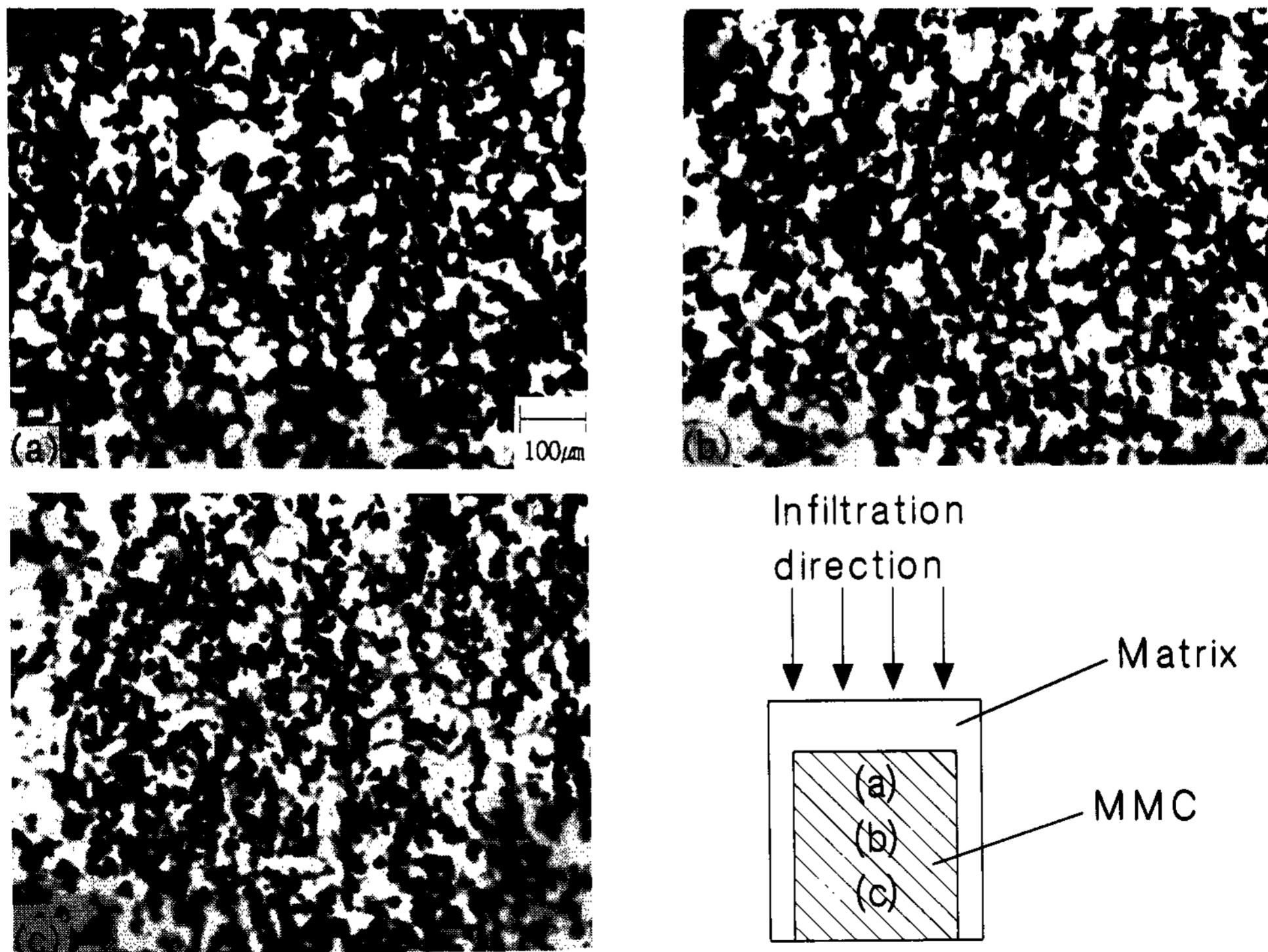


Fig. 12. Optical micrograph showing reinforcement distribution in cross section area of fabricated aluminium composites by squeeze casting process. ($T_m=300^{\circ}\text{C}$, $T_1=800^{\circ}\text{C}$, $V_f=15\text{vol}\%$)

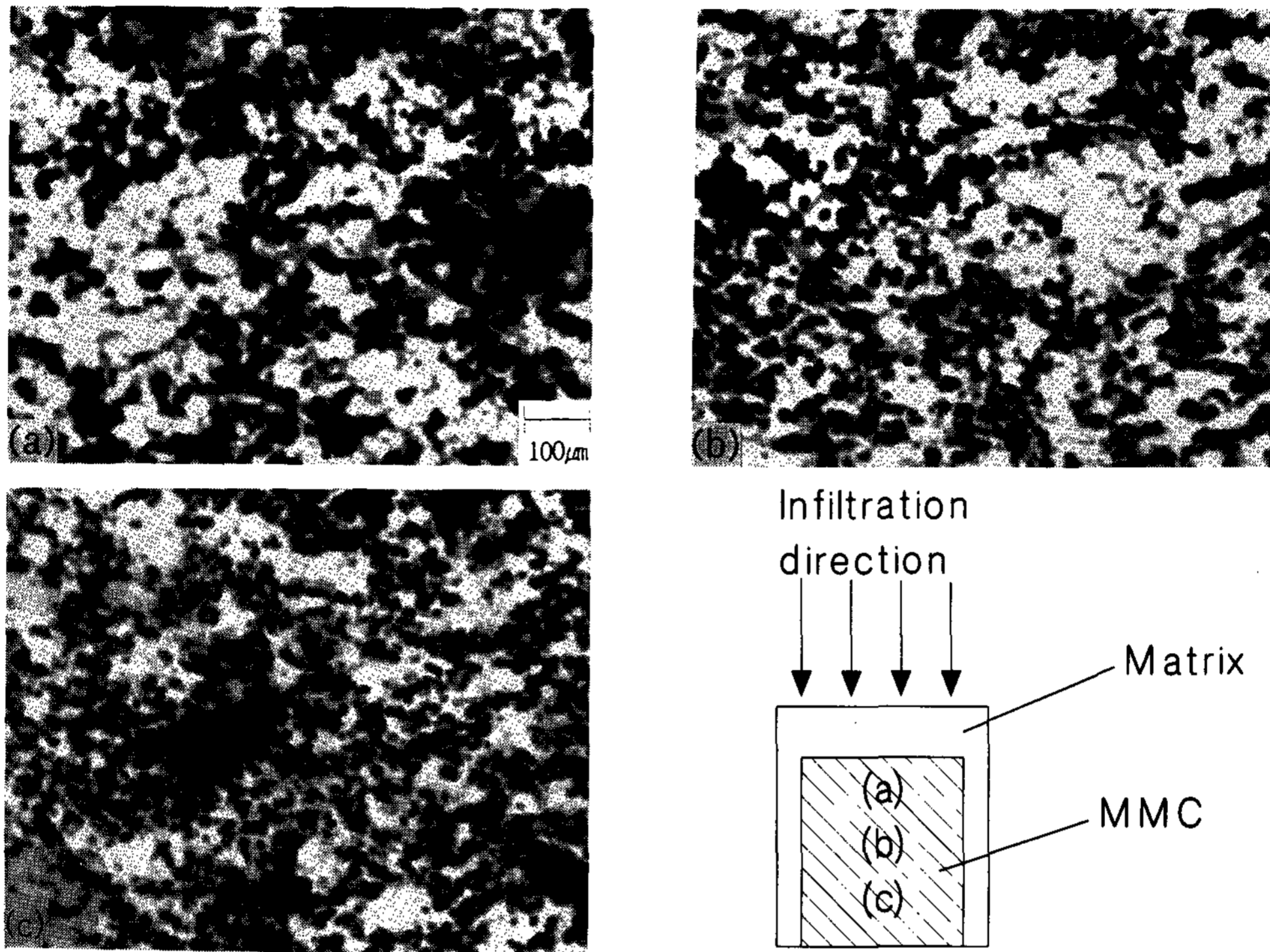


Fig. 13. Optical micrograph showing reinforcement distribution in cross section area of fabricated aluminium composites by squeeze casting process. ($T_m=300^\circ\text{C}$, $T_i=750^\circ\text{C}$, $V_f=15\text{vol}\%$)

찰한 단면 조직사진이다. 기공(Porosity)이 다수 관찰되었다. 위의 원인은 과열도가 적어 함침도중 지지재의 응고현상이 빨라 일어남은 물론 가압력이 적어 섬유사시에 지지재의 함침이 불충분하기 때문이다.

Fig. 14은 지지재의 온도 800°C , 하부와 상부 금형의 온도가 300°C 일 때 함침도중 식(3)을 이용하여 구한 레이놀즈수를 구한 것이다. 레이놀즈수는 함침초기에 1보다 큰 값을 가지지만 함침이 되어지는 동안 급격히 감소하여 1보다 적은 값을 가지며 Darcys 흐름을 만족시키고 있다.

Fig. 15는 Fig. 14의 함침조건에 있어서 이론적으로 구한 함침시간과 함침거리와의 관계를 나타낸 것이다. 이때 함침 한계성은 함침전단부의 온도가 고상온도($T_s=540^\circ\text{C}$)보다 적으면 함침이 중지되는 것으로 하였다. $T_i=800^\circ\text{C}$, $T_m=300^\circ\text{C}$ 인 경우 1.3초 이내에 두께가 50mm까지 예비성형체 내부를 함침시킬 수 있음을 알 수 있다.

과열도가 적은 $T_i=700^\circ\text{C}$, $T_m=300^\circ\text{C}$ 에서는

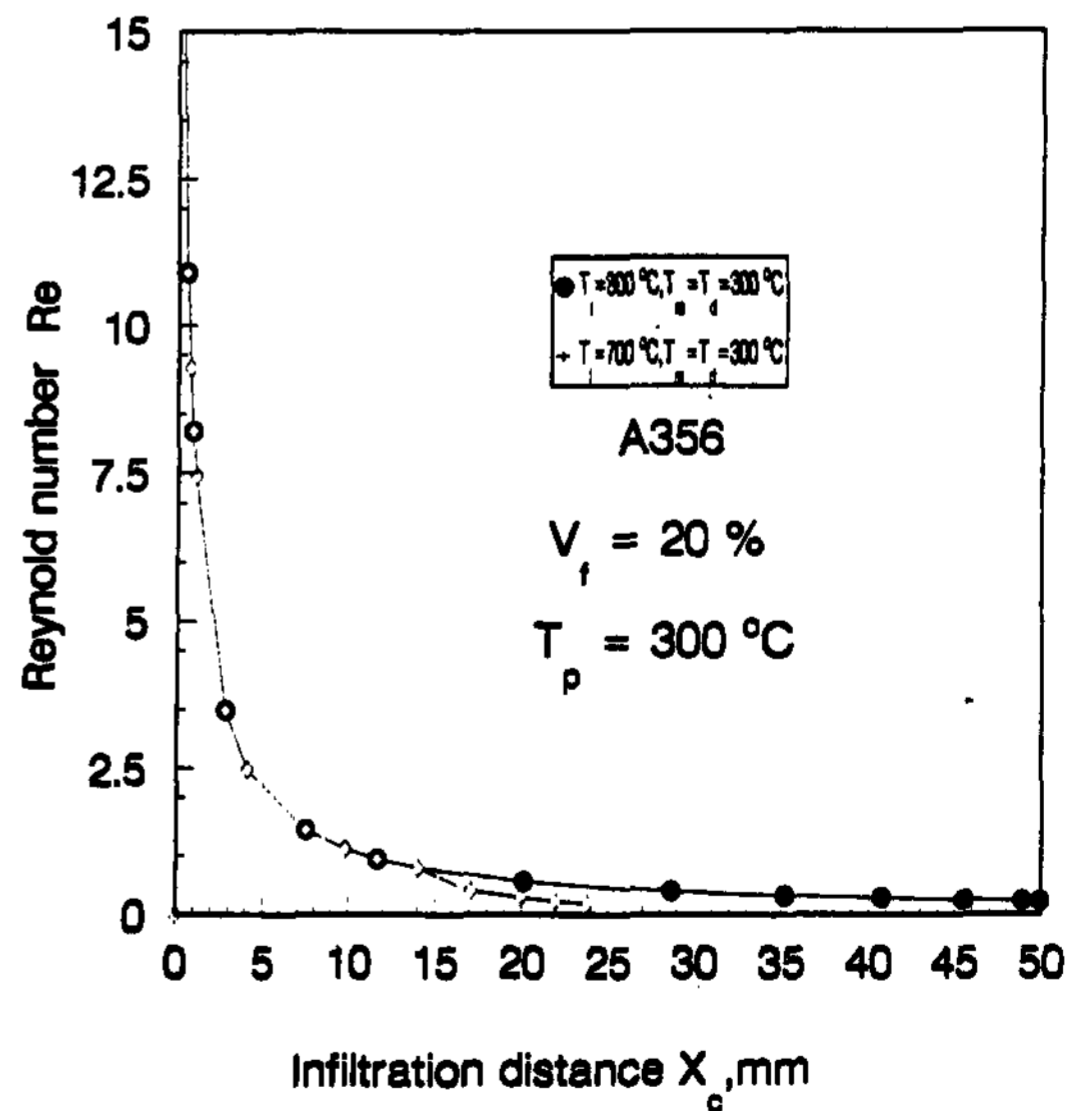


Fig. 14. The theoretical relationship between Reynolds number and infiltration distance in squeeze casting process with volume fraction 20%.

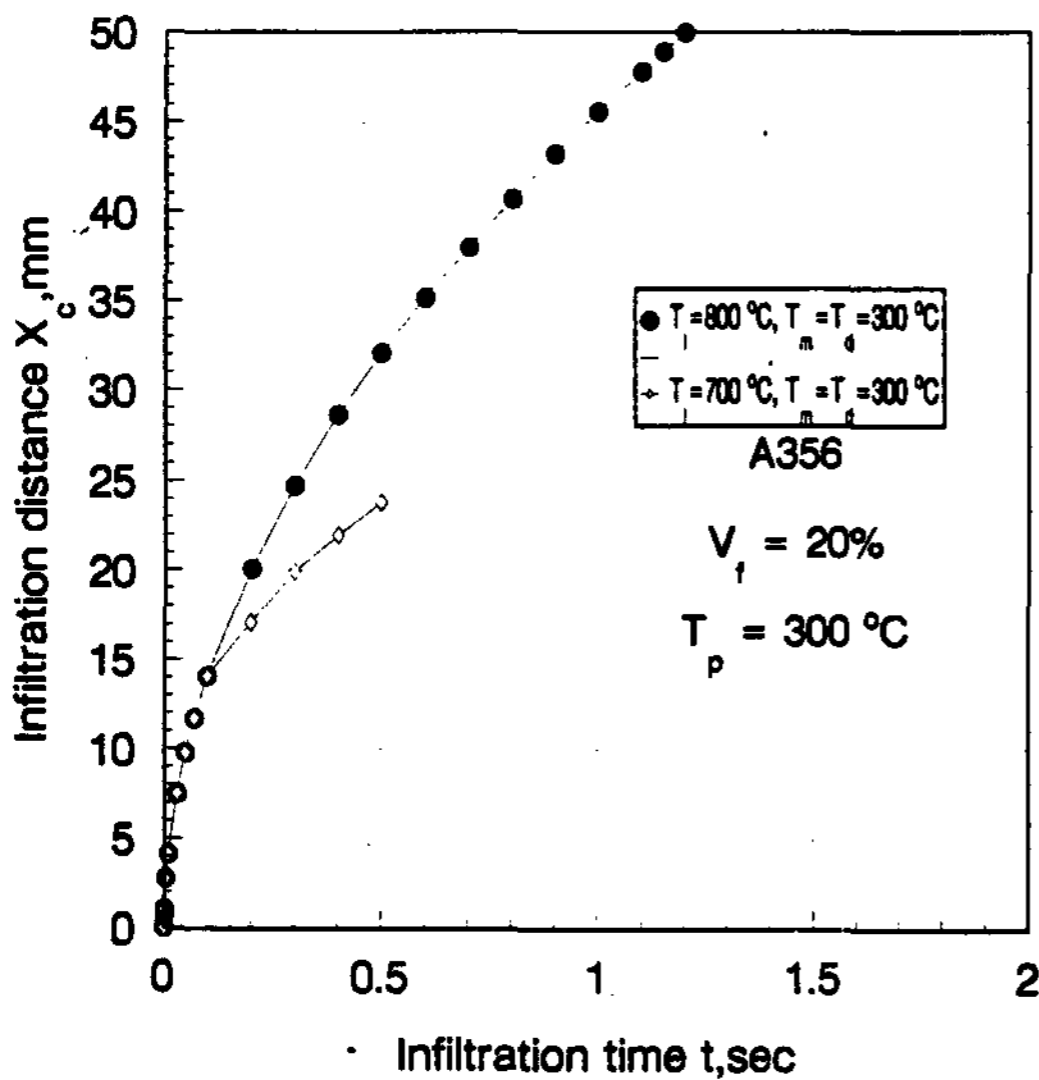


Fig. 15. The theoretical relationship between infiltration distance and time in the squeeze casting process with volume fraction 20%.

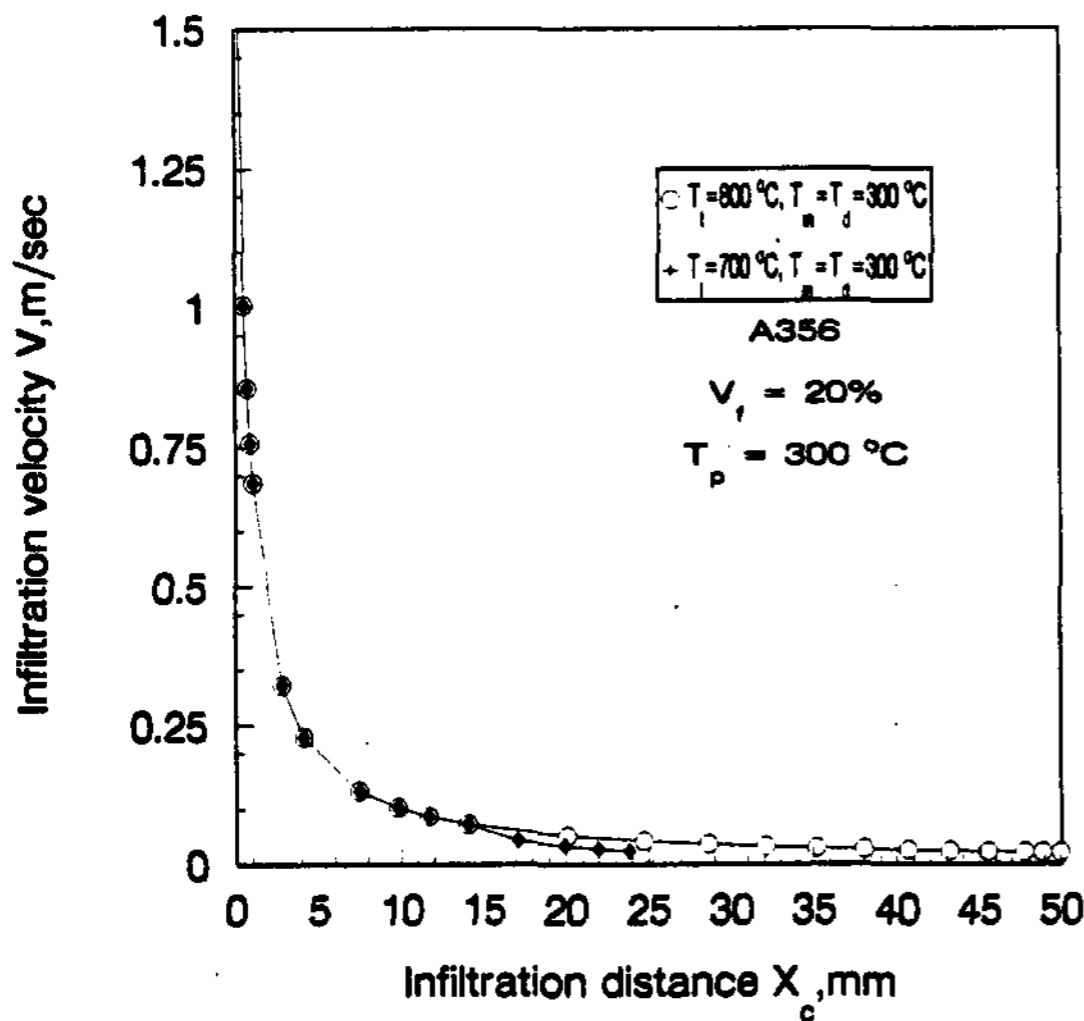


Fig. 16. The theoretical relationship between infiltration velocity and distance in the squeeze casting process with volume fraction 20%.

예비성형체의 높이 24mm을 함침시키는데 0.5sec 정도 소요되었다. 함침거리는 과열도에 크게 영향을 미치는 있음을 알 수 있었다.

Fig. 16은 함침선단부(Fig. 3의 $X = X_c$)에서 함침거리 X_c 와 함침속도 V_0 를 식(19)을 이용하여 구한 결과이다. 함침거리의 증가와 더불어 함침속도 V 가 급격히 감소함을 알 수 있다. 위의 원

인은 함침도중 기지재의 응고에 의하여 식(9)의 V_{st} 가 증가되어 식(7)의 투과율 K_{af} 가 급속히 감소되어 기지재의 유동을 방해하기 때문이다.

5. 결론

가압용침법에 의한 금속기복합재료의 제조시 함침현상의 거동을 파악하기 위한 알고리즘 개발 및 실험결과와의 비교로부터 다음과 같은 결과를 얻었다.

1) 본 연구에서 전개한 이론해석 결과로부터 함침공정중 복합재료 내부의 온도분포, 속도분포 및 함침거리 등을 예측할 수 있었으며, 예비성형체의 어떤 특정한 위치와 시간에서 함침여부를 판단할 수 있었다.

2) 금형의 예열온도가 300°C, 가압력이 21.5 Mpa인 경우 용탕의 초기온도가 700°C에서 함침거리는 24mm정도이고, 800°C로 증가하였을 때 함침거리는 700°C의 2배 정도임을 이론결과로부터 알 수 있었다.

3) 예비성형체의 높이가 24mm, 가압력이 21.5 Mpa, 금형온도가(300-400°C)인 경우 함침이 완료되는 시간은 실험적으로 0.6~0.65sec로 측정되었다.

4) 가압력이 21.5Mpa일 때 함침거리가 7.0mm까지는 레이놀즈수가 15-1.0정도이며 함침거리가 7.0mm이후부터는 레이놀즈수가 1이하인 Darcys흐름에 가깝다는 것을 이론해석 결과로부터 알 수 있었다.

5) 금형의 예열온도 $T_m = 300^\circ\text{C}$, 용탕의 초기 온도 $T_1 = 800^\circ\text{C}$, 강화재의 체적함유율 $V_f = 15\text{vol}\%$, 가압력 $P = 21.5\text{MPa}$ 로써 제조된 금속기복합재료의 단면조직사진에서 기공이 거의 발견되지 않았으며, 상하 부위에 다소 강화재의 밀도차이가 있었지만 전체적으로 함침이 잘 이루어지는 성형조건임을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 1995년도 교육부 학술연구조성비(신소재 분야)에 의하여 연구되었으며 연구비 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

[1] T. W. Clyne and J. F. Mason, Metal. Trans. 18A (1987) 1519

[2] 김진, 이상관, 홍순형, 이길조, 한국복합재료학회, 2-2 (1989) 1

[3] 송성일, 봉하동, 양유광, 한경섭, 한국복합재료학회지, 7-3 (1994) 20

[4] 김석원, 우기도, 한상원, 주조, 14-5 (1994) 471

[5] 이경구, 이조재, 주조, 14-5 (1994) 429

[6] 여인동, 이지환, 주조, 14-4 (1994) 345

[7] 강충길, 구광서, 박봉수, 한국주조공학회, 14-3 (1994) 331

[8] 강충길, 구광서, 대한기계학회 논문집 17-7 (1993) 1751

[9] A. Mortensen and J. A. Cornie, Metal. Trans. Vol18A (1987) 1160

[10] T. W. Clyne, In Proc. 6th Int. Conf. Composite Metal(ICCM VI), F. L. Matthews, N. C. R. Buskell, J. M. Hodg and J. Morton, eds., Elsevier Applied Science, (1987) 2275

[11] T. W. Clyne and M. G. Bader, In Proc. 5th Int. Conf. Composite Materials(ICCM V), W. C. Harrigan, J. Strife and A. K. Dhingra eds., TMS-AIMI, Warrendale, PA, (1987) 755

[12] L. J. Masur, A. Mortensen, J. A. Cornie and M. C. Flemings, Metal. Trans. 20A (1989) 2549

[13] Said Nourbakhsh, Fei-Lin Liang and Harold Margolin, Metal. Trans., 20A (1989) 1861

[14] S. Nagata and K. Matsuda, IMONO, Vol. 53 (1981) 300

[15] H. Fukanaga, In Cast Reinforced Metal Composites, S. G. Fishman and A. K. Dhingra Eds., Proc. Conf. Chicago ASM International (1988) 101

[16] G. P. Martins, D.L. Olson and G. R. Edwards, Trans. Vol. 19B (1992) 95

[17] H. Fukuraga and K. Goda, Journal of Japan Inst. of Metals, Vol. 49 (1985) 78

[18] F. Girot, J. P. Rocher, J. M. Quenisset and R. Naslain, In Proc. Conf. Eur. MRS, P. Lamicq, W. J. G. Bunk and J. G. Wurm, eds., Strasbourg, France, (1985) 129

[19] J. M. Quenisset, R. Fedou, F. Girot and Y. Lepetite, Cast Reinforced Metal Composites, S. G. Fishman and Dhingra, eds., Proc. Conf. Chicago, 1988, International, Metals Park, OH, (1988) 133

[20] A. Mortensen, L. J. Masur, J. A. Cornie and M. C. Flemings, Metal, Trans., 20 A (1989) 2535

[21] A. Mortensen and V. Michaud, Metal. Trans. 21A (1990) 2059

[22] T. Yamachi and Y. Nishida, Acta metall mater Vol.43, No.4 (1995) 1313

[23] Metal Hand Book, Vol.2, Tenth edition ASM International Handbook Committie, 1990

[24] N. Nishi, Y. Egoshi, Japan Die casting Assoc. JD86-16 (1989) 154