

강-열점소성 유한요소법을 이용한 반용융단조시 성형인자들의 영향에 관한 연구

윤 종훈* 김 낙수** 임 용택* 이 준두***

* 한국과학기술원 기계공학과 전산재료성형설계연구실

** 서강대학교 기계공학과

*** (주)화신 기술연구소

A Study on Effect of Forming Parameters in Semi-Solid Forging by Rigid-Thermoviscoplastic Finite Element Method

Jong-Hoon Yoon* Naksoo Kim** Yong-Taek Im* Joon-Doo Lee***

Abstract

Semi-solid forging can be applied in industry only with enough knowledge of the effects of the forming parameters related with the process and their exact control which can be obtained by empirical or numerical methods. In the current study, the effects of process variables on semi-solid forging are discussed based on mainly numerical results. Die preheating temperature, initial solid fraction of the workpiece, and die velocity were selected as process variables, and numerical analyses using a rigid-thermoviscoplastic finite element approach that considered the release of latent heat due to phase change were carried out. In the analyses, a proposed flow stress material characterization and a solid fraction updating algorithm were employed. The obtained results from numerical analysis are discussed and are compared with some experimental observations.

Keywords : semi-solid forging(반용융단조), flow stress(유동응력), solid fraction(고상율), forming parameter(공정변수), formability(성형성), breakage ratio(붕괴율)

1. 서론

가공공정동안 에너지 및 가공력의 절감과 소재의 성형성을 향상시키기 위한 노력이 국내외적으로 활발히 진행되고 있으며, 반용융가공은 이러한 목적을 달성시키기 위한 적합한 가공기술로서 주목되어 왔다.

Sn-15wt%Pb 합금의 반용융특성에 관한 실험적 연구결과가 보고된 이래 반용융가공에 관한 많은 연구결과들이 이루어지고 있다^(1~5). 하지만, 반용융합금의 변형거동에 대한 정확한 모델링이 쉽지 않았기 때문에 반용융단조에 관한

성형해석은 이루어 질 수 없었으며, 수치해석을 이용하여 반용융단조 공정에 관한 다양한 예비 지식이나 정보를 얻을 수 없었기 때문에 극히 제한적인 실험결과만에 근거하여 실제공정에 적용하기도 어려웠다. 따라서 본 연구에서는 반용융단조공정의 실용화에 도움을 줄 수 있는 유한요소프로그램을 개발과 더불어 실제 열간단조로 생산되는 자동차부품을 선정하여 금형예열온도, 성형속도 및 초기고상율과 같은 성형인자를 변화시키면서 해석을 수행하였고 각 인자들의 영향을 살펴보았다. 또한 성형실험을 수행하므로써 해석결과와 비교하였다.

2. 지배방정식 및 유한요소수식화

반응용단조공정의 해석을 위해서는 변형해석과 잠열방출을 고려한 열전달해석이 수행되어야 하므로 본 연구에서는 강-열점소성 유한요소법(rigid-thermoviscoplastic FEM)으로 반응용단조공정을 해석하였다. 일반적인 강-열점소성 유한요소법과 관련된 지배방정식 및 유한요소수식화는 Kobayashi등⁽⁶⁾에 의해 잘 서술되어 있으므로 여기서는 잠열방출을 고려하기 위한 열전달 지배방정식만 간략히 나타내기로 한다.

$$(k_i T_i)_{,i} - \rho C_p \dot{T} + \dot{r} + \rho L \frac{\partial f_s}{\partial T} \dot{T} = 0 \quad (1)$$

k 는 열전도율, ρ 는 밀도, C_p 는 비열, L 은 응고잠열, f_s 는 고상율이며, \cdot 은 시간에 대한 미분 $\partial/\partial t$ 를 의미한다. \dot{r} 은 소성변형에너지를 열에너지 변환률 및 마찰에 의한 열발생률이다. 본 연구에서는 잠열처리를 위해 등가비열법⁽⁷⁾을 적용하였다.

3. 유동응력식 및 고상율증분 알고리즘

본 연구에서는 Table 1에 나타낸 바와 같이 붕괴율(S), 고상율, 임계변형률($\bar{\epsilon}_{cr}$) 및 정상상태변형률($\bar{\epsilon}_{st}$)의 함수로 표현된 유동응력식($\bar{\sigma}$)⁽⁸⁻¹⁰⁾을 적용하였다. S_0 는 초기붕괴율로서, 구상조직일때는 $S_0=1$, 침상조직일때는 $S_0=0$ 의 값을 갖는 무차원변수이다. 침상조직을 갖는 반응용재료가 압축변형을 받게 됨에 따라 붕괴율 S 는 변하게 되므로 변형률의 1차함수로 가정하였고 그 형태는 다음과 같다.

$$S = 2.85(1 - S_0) \frac{\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_{st}}{\bar{\epsilon}_{cr} - \bar{\epsilon}_{st}} \quad (2)$$

f_s 는 액상률로서 $f_s=1-f_s$ 이다. $\bar{\epsilon}_{cr}$ 과 $\bar{\epsilon}_{st}$ 는 각각 침상조직의 붕괴개시 및 완료될 때의 변형률이다. f_{cr} 은 임계고상율로서, 본 연구에서는 $f_{cr}=0.5$ 로 가정하였다.

반응용재료의 고상율은 변형이 진행되는 동안 열전달과 압력구배에 따라 변화하므로 응고현상에 기인하는 고상율변화는 열전달방정식을 풀이할 때 고려하였으며, 압력구배에 의한 고상율변화는 D'Arcy 법칙으로부터 Fig. 1에 나타낸 바

와 같이 임의의 절점에 대한 검사체적으로의 액상유량을 계산하므로써 고려하였다. 계산 알고리즘은 Fig. 2에 나타낸 바와 같다⁽⁸⁻¹⁰⁾.

4. 해석결과 및 실험과의 비교

해석대상으로는 실제 차량부품으로 사용되는 볼조인트 케이스(Ball-Joint Case)를 선정하였고, 1/2축대칭 해석을 하였다. 수치모사에 사용된 소재와 금형의 관련물성치와 해석조건은 Table 2⁽¹¹⁾와 Table 3에 나타내었다.

비등온해석을 수행하기 위해서 유동응력식에 사용된 변형률속도 민감지수(strain rate sensitivity, m)와 강도계수(strength coefficient, K_0)는 고상선이하의 온도에 대한 자료들을 식(3)과 같이 외삽하여 사용하였다.

$$m = 0.32441 \exp\left[\frac{0.1779(T-433)}{650-433}\right] \quad (3.1)$$

$$K_0 = 4.0553 \exp\left[\frac{-0.33252(T-433)}{650-433}\right] \quad (3.2)$$

$$n = 0.4 \quad (3.3)$$

Al2024합금의 고상율-온도관계는 식(4)와 같다⁽⁸⁾.

$$f_s = -1.328 \times 10^{-6} T^3 + 3.301 \times 10^{-3} T^2 - 2.733 T + 755.430 \quad (4)$$

Fig. 3(a)~(f)는 공정변수에 따른 볼조인트 케이스 성형공정의 유한요소해석으로부터 얻어진 고상율분포를 나타내는 그림이다. 등온상태인 (a)의 경우 금형과의 접촉이 가장 마지막으로 이루어지는 부위(Fig. 4 참조)로 액상이 물려있음을 확인할 수 있었고 Fig. 4의 조직관찰사진으로부터 일치하는 경향성을 찾을 수 있었다. 특히, 금형예열온도(T_m)가 500℃인 (d)의 경우에는 성형완료단계에서 최저고상율 0.8로서 거의 응고가 완료되었음을 알 수 있다. 따라서 이 경우 성형된 제품에 표면균열과 같은 결함이 발생할 가능성이 높음을 예측할 수 있다.

Fig. 4(a)~(c)는 성형속도(V) 및 초기고상율(f_{s0})이 1mm/sec와 0.22로서 일정하고 금형예열온도가 각각 $T_m=640$ ℃(a), 600℃(b), 550℃(c)인 경우, 성형된 볼조인트 케이스의 조직관찰사진으로서 (b),(c)에 비해 상대적으로 높은 액상이 물려있는 (a)의 경우 성형완료 후 응고수축에

의한 기공결함이 관찰되었다.

Fig. 5(a),(b)는 성형된 볼조인트 케이스의 모습으로서 $T_m=500^{\circ}\text{C}$ 인 (b)의 경우, 성형완료이전 응고에 의해 최종형상을 얻지 못하였을 뿐만 아니라 심한 균열현상을 나타내었다.

Fig. 6은 해석 및 실험을 통해서 얻은 하중-변위선도로서, 절대값은 해석과 실험이 다소 차이를 나타내었으나 변화의 경향은 일치하였다. 값에서의 차이는 변형이 진행됨에 따라 변화하는 조직상태의 영향을 반영하지 못했을 뿐만 아니라 열간상태에 대한 Al2024합금의 강도계수 및 변형률속도 민감지수를 외삽하여 사용하는데 기인하는 오차로 생각된다. 따라서 반응용상태에서 조직상태의 영향과 정확한 물성치 평가가 이루어진다면 해석과 실험이 상당히 일치할 것이다. Fig. 7은 해석초기에 $(r, z)=(14\text{mm}, 24\text{mm})$ 에 설정된 추적점에 대해 해석진행에 따른 고상율의 변화를 나타내는 그림이다. 성형속도가 느리고 금형예열온도가 낮을수록 고상율변화의 기울기는 증가하며, 금형예열온도가 낮을지라도 성형속도가 빠른 경우는 고상율의 변화가 거의 없음을 알 수 있다. 따라서 소재내부의 고상율변화는 성형속도에 의해서 결정됨을 예측할 수 있다.

5. 결론 및 향후과제

본 연구를 통하여 다음의 결론을 얻을 수 있다.

(1) 반응용단조에 의해 완제품을 얻기 위해서는 성형완료이전에 완전응고되는 현상을 피할 수 있도록 공정변수 상호간의 조절이 필요하다.

(2) 반응용단조시 소재의 초기고상율이 낮고 금형예열온도가 높을수록 응고수축결함이 발생할 가능성이 높다.

(3) 소재내부의 고상율분포는 초기고상율, 금형예열온도 및 성형속도에 의해 결정되지만 고상율의 변화는 성형속도에 의해 결정된다.

(4) 본 연구를 통하여 개발된 프로그램은 반응용단조공정 해석에 유용하게 사용되어 질 수 있을 것으로 사료된다.

(5) 3차원으로 확장시 복잡한 형상의 부품성형공정에 대해서도 해석이 가능할 것이며, 실험 결과의 정량화를 이룬다면 개발된 프로그램의 신뢰성을 보다 정확히 평가할 수 있을 것이다.

참고문헌

- (1) V. Laxmanan and M. C. Flemings, 1980, "Deformation of Semi-Solid Sn-15 Pct Pb Alloy", Metallurgical Transactions A, Vol. 11A, pp.1927-1937.
- (2) M. Suery and M. C. Flemings, 1982, "Effect of Strain Rate on Deformation Behavior of Semi-Solid Dendritic Alloys", Metallurgical Transactions A, Vol. 13A, pp.1809-1819.
- (3) D. A. Pinsky, P. O. Charreyron and M. C. Flemings, 1984, "Compression of Semi-Solid Dendritic Sn-Pb Alloys at Low Strain Rates", Metallurgical Transactions B, Vol. 15B, pp.173-181.
- (4) L. S. Turng and K. K. Wang, 1991, "Rheological Behavior and Modeling of Semi-Solid Sn-15% Pb Alloy", J. Materials Science, Vol. 26, pp.2173-2183.
- (5) S. P. Midson, N. H. Nicholas, R. A. Nichtig and K.P. Young, 1992, "Semi-Solid Forming High Temperature Alloys", The 2nd Int'l Conf. on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, pp.140-148.
- (6) S. Kobayashi, Soo-Ik Oh and Taylan Altan, 1989, Metal Forming and the Finite-Element Method, Oxford University Press.
- (7) C. P. Hong, T. Umeda and Y. Kimura, 1984, "Numerical Models for Casting Solidification: Part II. Application of the Boundary Element Method to Solidification Problems", Metallurgical Transactions B, Vol. 15B, pp.101-107.
- (8) 김낙수, 김현영, 김중재, 1996, "경량차체설계기술", 제4회 차세대자동차 기술개발 워크샵, pp.446-451.
- (9) N. Kim, J.H. Yoon, D. Li and S.I. Oh, 1997, "Flow Simulation of Semisolid Forging by FEM", Annals of the CIRP, Vol. 46, pp.183-186.
- (10) 윤종훈, 김낙수, 김현영, 김중재, 임용택, 1997, "반응용상태에서 재료의 변형거동에 관한 유한요소해석", 한국소성가공학회 논문집, Vol. 6, No. 4, pp.319-328.
- (11) American Society for Metals, 1985, Metals Handbook.

Table 1 Summary of the proposed flow stress expressions considering solid fraction and breakage of the dendritic structure.

flow stress, $\bar{\sigma}$	
$\varepsilon < \varepsilon_{cr}$	$\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}^n \exp(b) \bar{\varepsilon}^{-m}$
$\varepsilon \geq \varepsilon_{cr}$	$\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}_{cr}^n \exp\left[b \frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_{st})}{\varepsilon_{cr} - \bar{\varepsilon}_{st}}\right] \bar{\varepsilon}^{-m}$
coefficient, K	
$f_s < f_{cr}$	$K = K_0 \exp[4.2(f_s - f_{cr})]$
$f_s \geq f_{cr}$	$K = K_0 \frac{[1 - (\beta f_L)^{\frac{2}{3}}]}{[1 - (\beta f_L)^{\frac{2}{3}}]_{f_L = f_{cr}}}$

※ $\beta = 1.5$, $b = 2.85(1 - S_0)$

Table 2 Thermal properties of the workpiece (Al2024) and dies(SKD61).

Conductivity of workpiece, k_w [N/sec K]	99.0
Conductivity of die, k_d [N/sec K]	30.5
Latent heat of workpiece, L [N mm/kg]	394.0×10^6
Heat transfer coefficient of lubricant, h_{lub} [N/sec mm K]	4.18
Heat transfer coefficient of air, h_{air} [N/sec mm K]	0.418
Density*Heat capacity of workpiece, $\rho_w C_w$ [N/mm ² K]	2.943
Density*Heat capacity of die, $\rho_d C_d$ [N/mm ² K]	4.882
Radiation coef.*Boltzman constant, $\varepsilon \sigma$ [N/mm sec K]	6.804×10^{-12}

Table 3 Simulation conditions.

Billet size, [mm]	Diameter : 36 Height : 30
Initial billet temperature, T_0 [°C]	640, 628
Die velocity, V [mm/sec]	1.0, 10.0
Die preheating temperatures, T_m [°C]	500, 550, 600 and 640

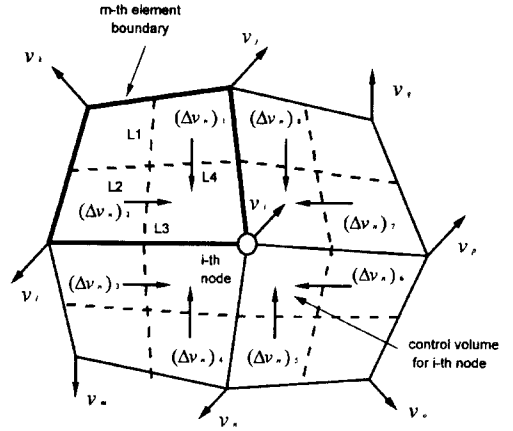


Fig. 1 Control volume around a representative node for calculation of liquid volume change.

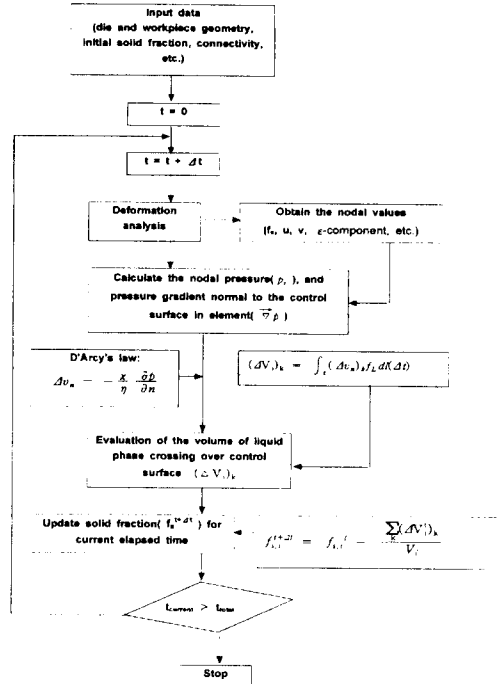


Fig. 2 Algorithm for solid fraction updating using D'Arcy's law.

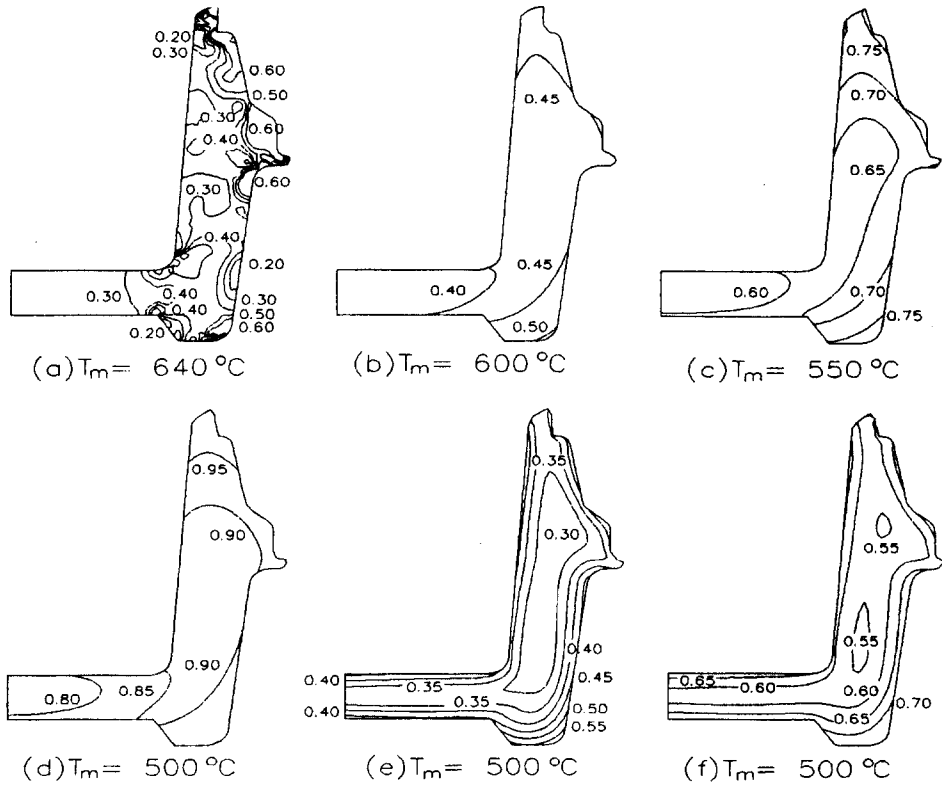


Fig. 3(a)~(f) Distributions of solid fraction in the final product obtained from FEM analyses for various forming conditions, (a)~(d) $V=1\text{mm/sec}$, $f_s=0.22$, (e) $V=10\text{mm/sec}$, $f_s=0.22$ and (f) $V=10\text{mm/sec}$, $f_s=0.5$.

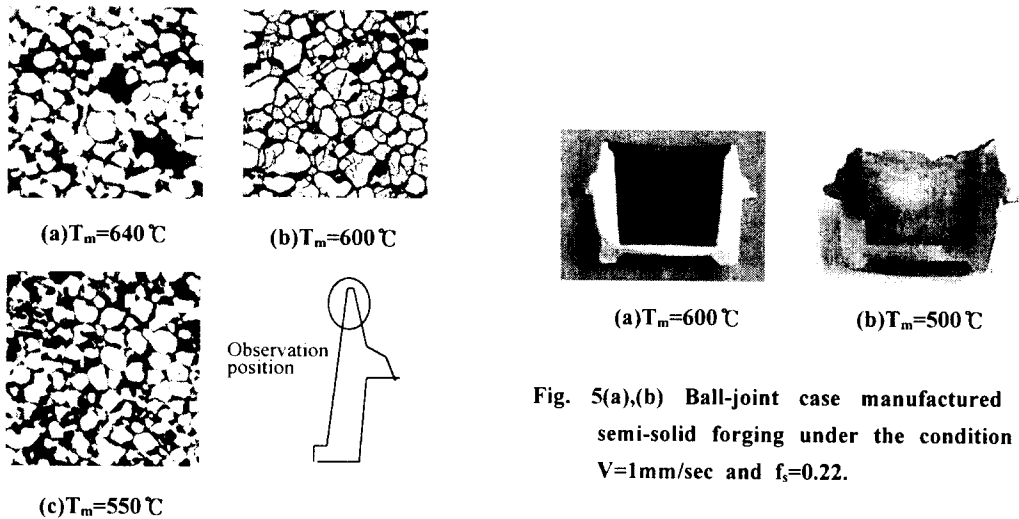


Fig. 5(a),(b) Ball-joint case manufactured by semi-solid forging under the condition of $V=1\text{mm/sec}$ and $f_s=0.22$.

Fig. 4(a)~(c) Photographs of microstructure at various die preheating temperatures.

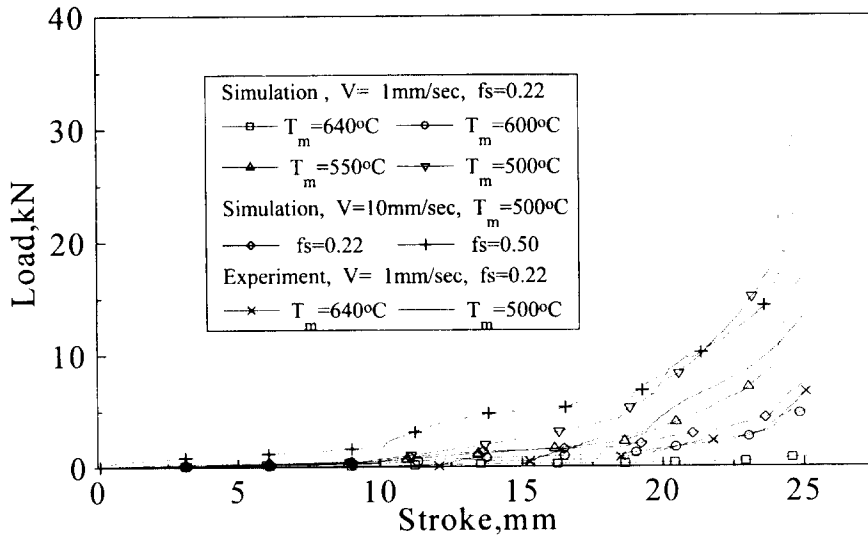


Fig. 6 Comparison of the load-stroke relationship between simulation and experimental results.

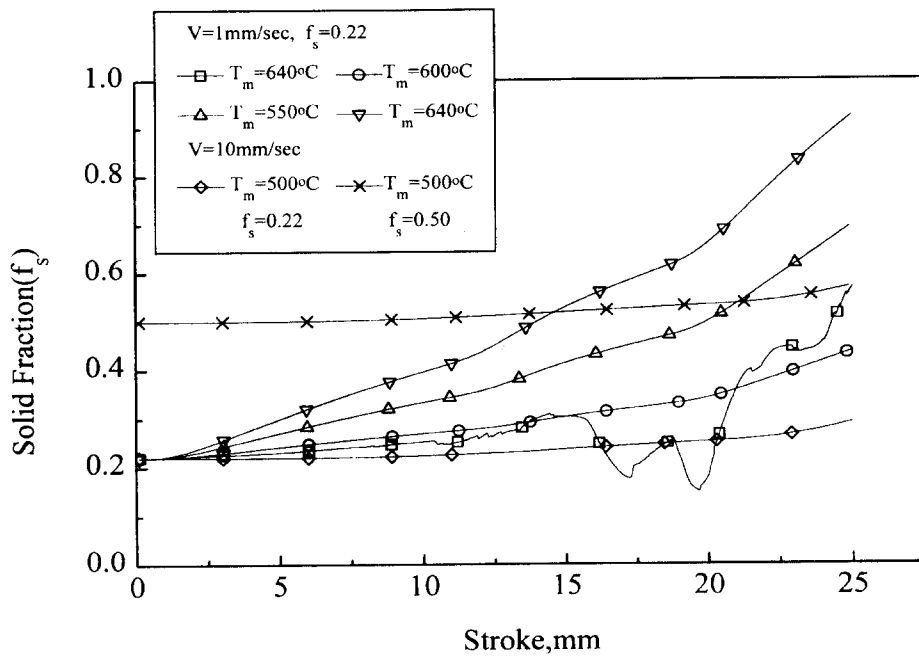


Fig. 7 Change of solid fraction according to stroke at the tracing point which has an initial position of $(r,z)=(14\text{mm},24\text{mm})$.