

|||||||  
 論 文  
 |||||

## L型 鑄物凝固에 대한 Computer Simulation

한윤희,\* 김명한,\*\* 김동옥\*\*\*

### Computer Simulation of Solidification in L-Sections

Yoon-Hee Han,\* Myung-Han Kim\*\* Dong-Ok Kim\*\*\*

#### Abstract

The most desirable method for the solution of solidification problems in castings must be the one which combines accuracy, simplicity, and low computer usage cost. The purpose of the present study is to develop a method which includes all these advantages. The purpose of the present research was approached by the introduction of two methods: (1) A pour-out test, employed with very high purity aluminum, for the purpose of obtaining accurate solidification data in L-sections; and (2) an numerical technique, using the cubic spline function for defining solidification curves.

#### 1. 서 론

대부분의 주물은 단순한 형상의 L, T, X, V, Y, rib, boss, 또는 이들 형상들의 조합으로 구성되어 있다. 그러므로 이러한 기본 형상의 주물응고에 대한 연구는, 보다 복잡한 주물의 건전하고 경제적인 주조 방안을 구상위해 끊임없이 이어져 왔었다.

이에대한 연구는 일찌기, Briggs<sup>(1)</sup>나 Pellini<sup>(2)</sup> 등에 의해 이루어졌으나 그 연구결과는 일반화가 결여되어있다. 그후 Loper<sup>(3,4)</sup>는 주물의 section modulus 계산에 기초를 둔 일련의 연구 결과를 발표했다. 그의 연구는 주물의 응고 순서를 단순한 section modulus 계산에 의거한다는 점에서 다소 원시적이고 정확도가 떨어지나, 계산이 간단하고 적

용이 쉽다는 장점이 있다. 그러나, 단순히, 주물 형상의 기하학적인 section modulus 를 이용하는 대신에, 주형의 형상에 따른 heat divergency 또는 convergency 효과,<sup>(5)</sup> fin 효과, superheat 효과, 주형재료 차이등에 기인하는 여러 보정치에 의해, 주물의 실제 modulus (true modulus, fictitious modulus) 를 구할 수 있다면, Loper의 section modulus 방법도 정확도에서 우수하게 될 것이다.

한편, Pehlke<sup>(6)</sup>나 Sciana<sup>(7,8)</sup> 등은 열전달방정식의 numerical solution에 의해, L, T, X 형 주물의 응고해석을 시도했다. 소위, 응고의 numerical 또는 computer simulation이라는 이들의 방법은, 주물응고해석의 보다 완전하고 정확한 방법으로 기대를 받고 있으나, 적용상의 복잡성, 온도함수로 표시가능한 정확한 주형및 합금재료의 thermophysical 데이터의 결여, 고가의 대형컴퓨터 사용

\* 홍익공업전문대학 금속과 교수

\*\*충북대학 공대 금속과 조교수

\*\*\*한국기계연구소 주물연구부 부장

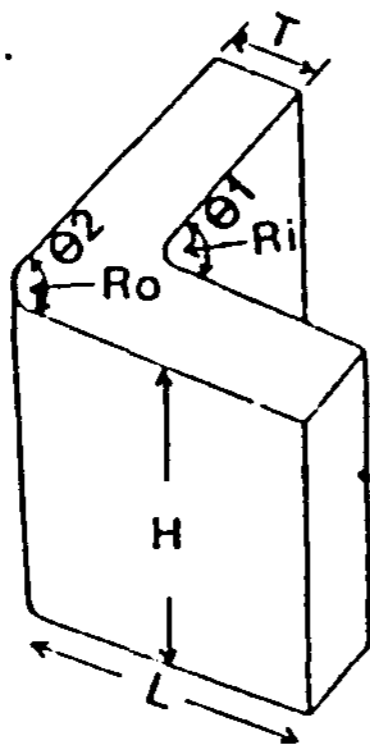
료등의 그 적용상의 문제점을 안고 있다.

본 연구에서는 주조방안에 있어 신속, 정확, 저렴한 컴퓨터 사용료의 요구를 만족시키기위해, 주물응고면 진행에 관한 모델을 얻기위한 pour-out test<sup>(9)</sup>와 얻어진 응고곡선에 대한 데이터를 정의하기위해 numerical cubic spline function<sup>(10)</sup>이 도입되었으며, 이에의해, 우선 기본형상의 L형주물에서의 응고곡선 simulation 이 시도되었다.

2. 실험과정

순수한 알루미늄(99.9% 순도)이 pour-out test에 사용되었다. pour-out test에 적합한 충분한 강도의 주형을 만들고자 실리카샌드와 pep-set 바인더가 주형재료로 사용되었다. 사용된 모형의 치수는 Table 1과 같다. 여기서 팔(arm) 길이(L)와 높이(H)는 각각 측면과 저부로부터의 단부효과(end effect)를 고려하여 충분히 길게 잡

Table 1; Dimensions of the pattern in L-sections adopted in the pour-out tests.



Patterns	Pattern No.	T (cm)	L (cm)	H (cm)
L-section	1	5.08	20.33	20.33
(Large size)	2	"	"	"
	3	"	"	"
			01 (Degree)	02 (Degree)
			90	90
			-	-
			-	-

았고, 주형의 두께는 주어진 응고시간에서 주형외피가 실온을 유지할 수 있도록 충분한 두께(5cm)로 잡았다.

순알루미늄은 중주파유도로에서 용해되었고, 760°C에서 탈가스 후, 래들에 주입되었다. 래들의 용융 알루미늄은 700°C에서 주형에 주입되었고, 각각 160, 230, 340초가 지난후 주형을 발전하여 주형에 남아있던 용융금속을 쏟아내고 속인 빈 주물(pour-out casting)을 얻었다. 용탕온도는 디지털온도계를 이용하여 측정하였고, 얻어진 pour-out casting을 Fig.1과 같이 주물 저부로부터 수직으로 약 10cm되는 높이에서 수평으로 절단하여 단면의 응고두께의 변화를 연구하였다.

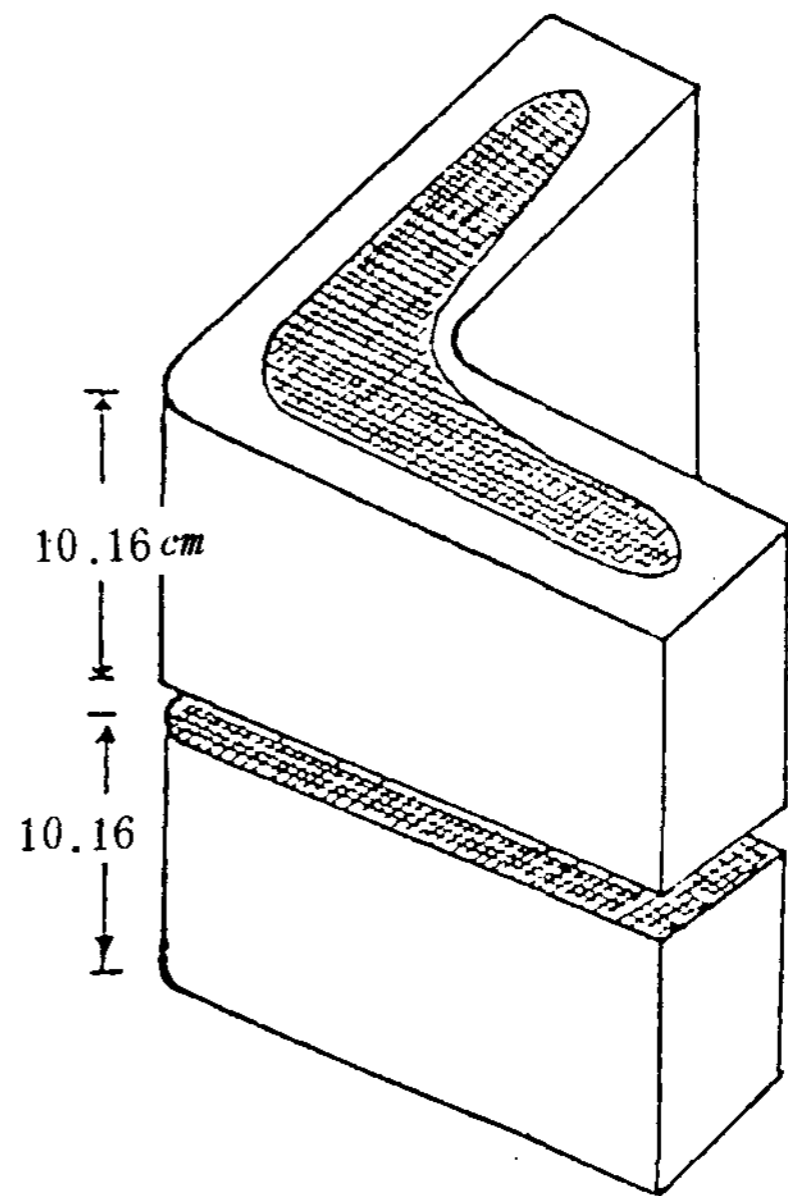


Fig.1. pour-out casting, showing the position cut.

3. 실험결과 및 고찰

Fig.2 (a-c)는 L형 pour-out casting의 단면도이다. 이 주물들의 응고 shell은 전도, 대류 복사가 관련된 복잡한 열전달을 통해 용융금속이 주위의 주형으로 열방산을 하며 응고함으로써 얻어진다. 여기서, 응고 내면은 일정한 온도에서 응고하는 순수한 금속을 사용하였기 때문에 등온선에 해당된다.

3-1 L형주물의 응고단면분석

Fig. 3 - a는 응고시간이 340초인 pour-out casting 응고 단면의 대략적인 형상이다.



Fig.2. Cross-sections of the pour-out castings in L-sections. From the bottom of the pictures, the sol. times were 160, 230, and 340 seconds, respectively. (a) At sharp corners; (b) at 1.27 cm of fillet radius; (c) at 5.08 cm of fillet radius.

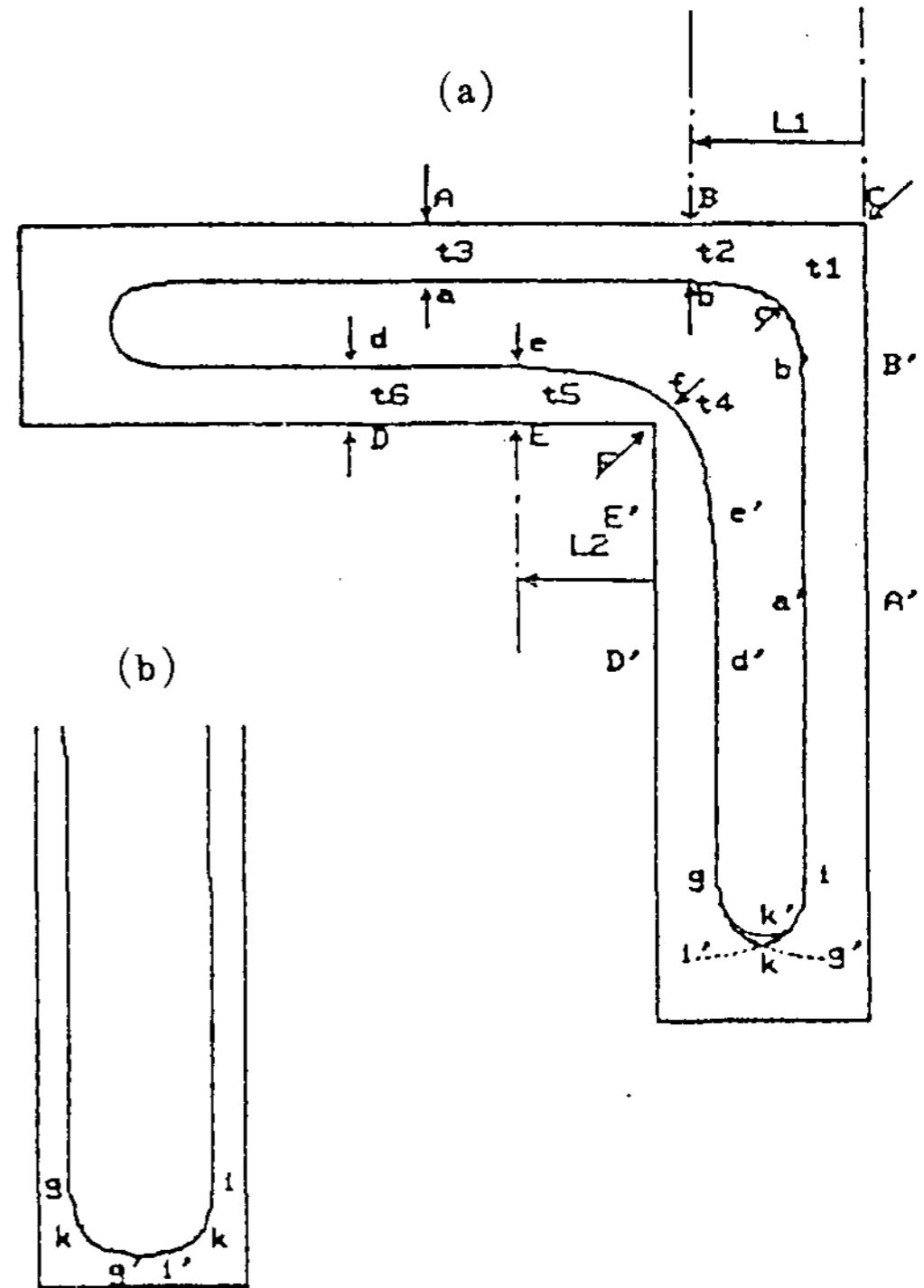


Fig.3. Schematic drawing of a cross-section in a pour-out casting showing the positions measured to analyze the two-dimensional progress of sol. wave fronts. (a) At the sol. time of 340 seconds; (b) at an earlier stage of sol., when no heat interaction is present around the external corners at the arms.

여기서 A, B, C, D, E, F와 a, b, c, d, e, f가 각각 주물의 외면과 내면일 때, 응고 두께  $t_1 = Cc$ ,  $t_2 = Bb$ ,  $t_3 = Aa$ ,  $t_4 = Ff$ ,  $t_5 = Ee$ ,  $t_6 = Dd$ 가 된다. 이와 같은 응고단면에서의 두께 변화는 주위 주형의 형상의 차이에 기인하는 것으로 주형 BCB' 주위는 소위 divergent heat flow가 일어나는 구역이고, 반대로 주형 EFE' 주위는 convergent heat flow가 발생하는 구역이다. 이와 같은 divergent heat flow 구역과 convergent heat flow 구역을 제외한 평편한 주형벽면에서의 응

고는 plate heat flow가 일어나며, 이 구역에서의 응고 두께는 일정하다. ( $t_3 = t_2 = t_6 = t_5$ ) 여기서 외부 corner의 b, b' 점들과 내부 corner의 e, e' 점들은 이 점들로부터 주위 주형으로의 열방산이 plate heat flow로부터 divergent heat flow 또는 convergent heat flow로 바뀌는 곳으로 편의상 천이점이라 한다.

응고 내면은 각 외부 및 내부 corner에서의 곡선과 plate heat flow가 일어나는 구역의 직선으로 구성되어 있으며 이상과 같은 해석은 각기 2개의 외부 corner와 평편한 주형벽으로 이루어진 L형주물 단면의 두 팔 (arm)에 있어서도 똑같이 적용된다. 그리하여, 주어진 Fig. 3-(b) 곡선 gkg'는 곡선 iki'와 크기와 형상이 같고, 이들은 곡선 bcb'와 같다. 곡선 gkg'와 곡선 iki'는 응고 초기의 상태에서는 서로 교차하지 않으나 응고가 진행됨에 따라 주형의 두 외부 corner에서의 열전달은 서로 간섭을 받게 되고, 이는 gkg'와 iki'곡선의 교차로 나타나게 되고, 이와같은 해석에 의거한 응고면은 곡선 gki가 된다. 응고가 진행될수록 이러한 교차 정도는 심화되고 이 부분에서의 응고 속도는 다른 평편한 주형벽으로부터의 응고속도보다 빠르게 되는데, 이 현상이 소위 단부 효과에 해당된다. 이와같은 해석에 의한 응고 곡선 gki와 실제응고면 g'ki는 별로 위치의 차이가 없으나 이 차이는 응고가 진행됨에 따라 점차로 커질 것으로 예상된다. 이러한 차이는, 한 주물의 두께가 얇은 부분이 다른 부위보다 일찍 응고하여, 이로 인한 열방출 표면적이 증가되고, 결과적으로 응고면과 직접 접촉되어 있는 부분의 응고속도가 증가되는, 소위, fin 효과에 기인된다고 사료된다.

응고단면에서의 이차원적인 두께 변화는 각 응고 내외면의 b, c, b' 점들과 e, f, e' 점들의 위치 변화를 각각 꼭지점 C, F를 기준으로 하여 측정함으로써 대표된다. 여기서 b점과 b'점, e점과 e'점은 서로 대칭관계에 있는 위치에 있으므로, b, c, e, f 점들의 위치 변화만 측정하면 된다. 즉, b점은 길이  $L_1$ 와 두께  $t_2$ 를 측정함으로써, 위치를 알 수 있고 c점은  $t_1$  두께가 측정되면, 꼭지점 C에서

왼쪽아래 방향으로 각각  $\frac{1}{\sqrt{2}}t_1$ 의 위치에 있게 된다. 마찬가지로 e점은 점 F로부터 왼쪽방향으로  $L_2$  거리, 위 방향으로  $t_5$ 만큼 떨어진 위치에 있고, f점의 위치는 점 F로부터 각각 오른쪽 위 방향으로 각각  $\frac{1}{\sqrt{2}}t_4$  위치에 있게 된다.

Fig. 4에는 주어진 내부 또는 외부 fillet radius에서 응고시간에 대한  $t_1, t_4$ 의 두께변화, Fig. 5와 6에는 각각 주어진 외부 또는 내부 fillet radius에서 응고시간에 대한  $L_1, L_2$ 의 변화가 각각 도시되었다.

3-2 상대 응고 두께 및 길이의 응고시간에 대한 불변성

두께의 크기는 서로 다르나 형태가 같은 주형에서

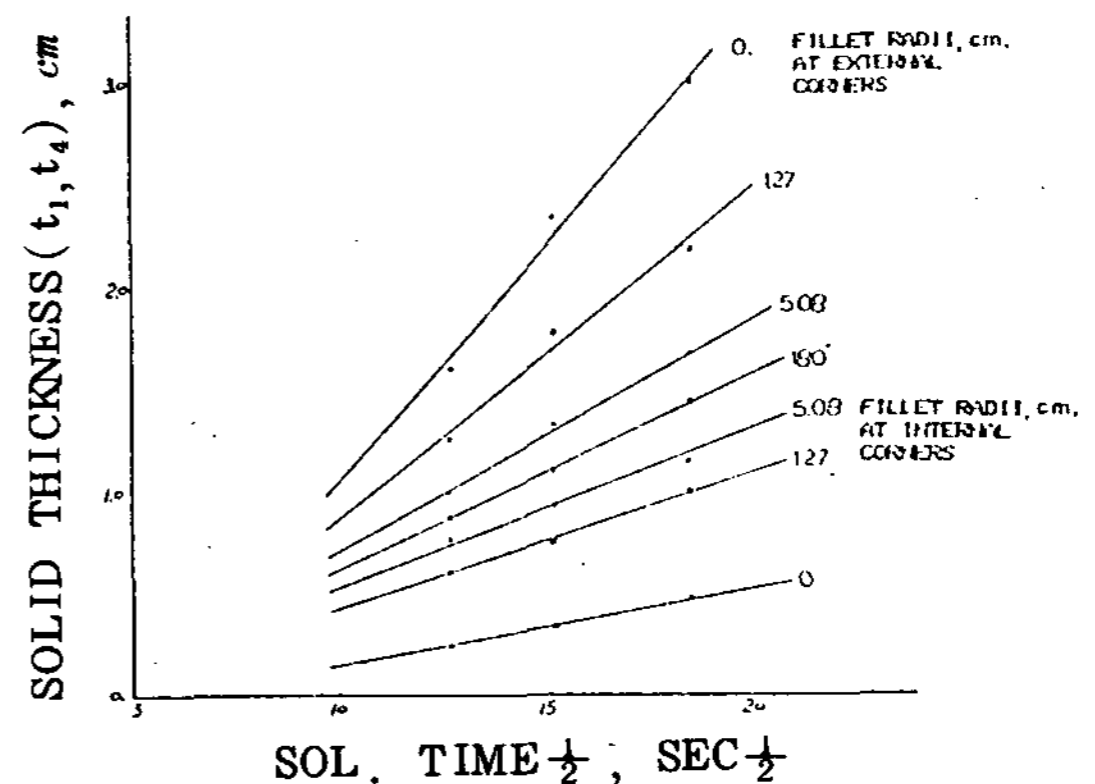


Fig.4. Sol. thicknesses vs. sol. times at given fillet radii in L-sections.

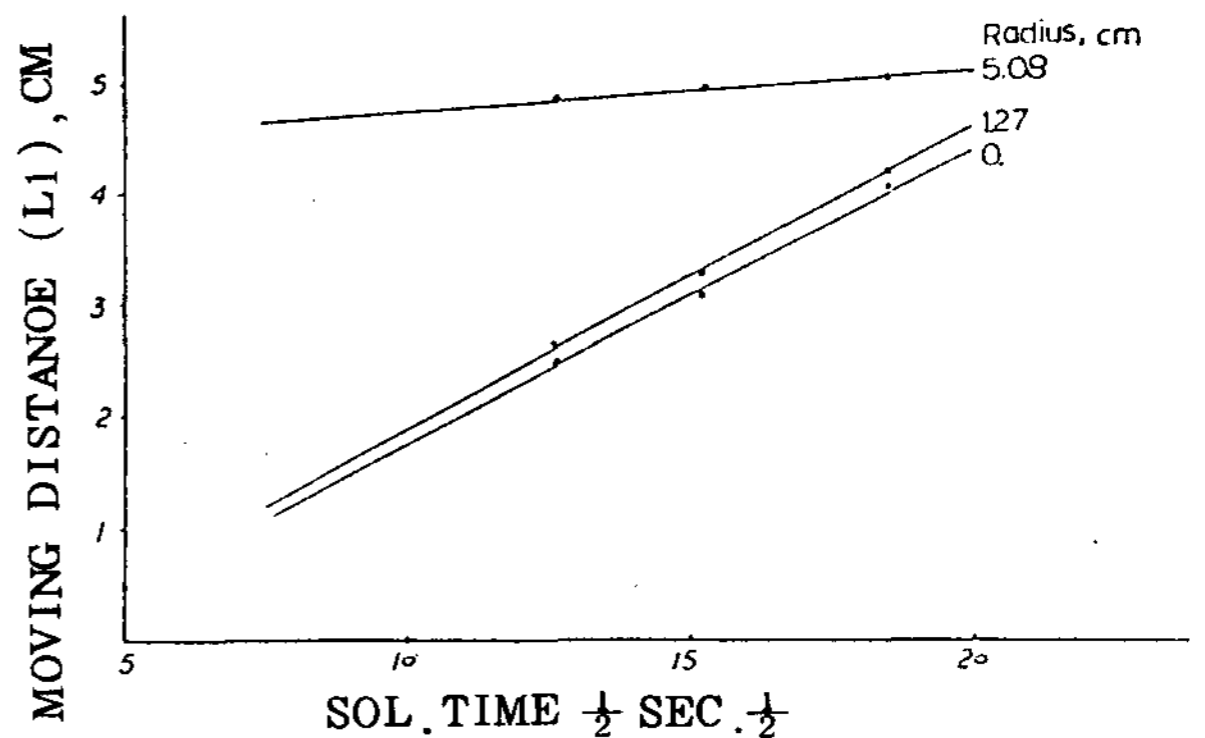


Fig.5. Moving distances of the transient points at the outside corners vs. sol. times at given fillet radii in L-sections.

응고하는 주물은 주형재료가 같고 주형의 두께가 충분히 두껍고, 또한 fin의 효과가 현저하지 않다면, 응

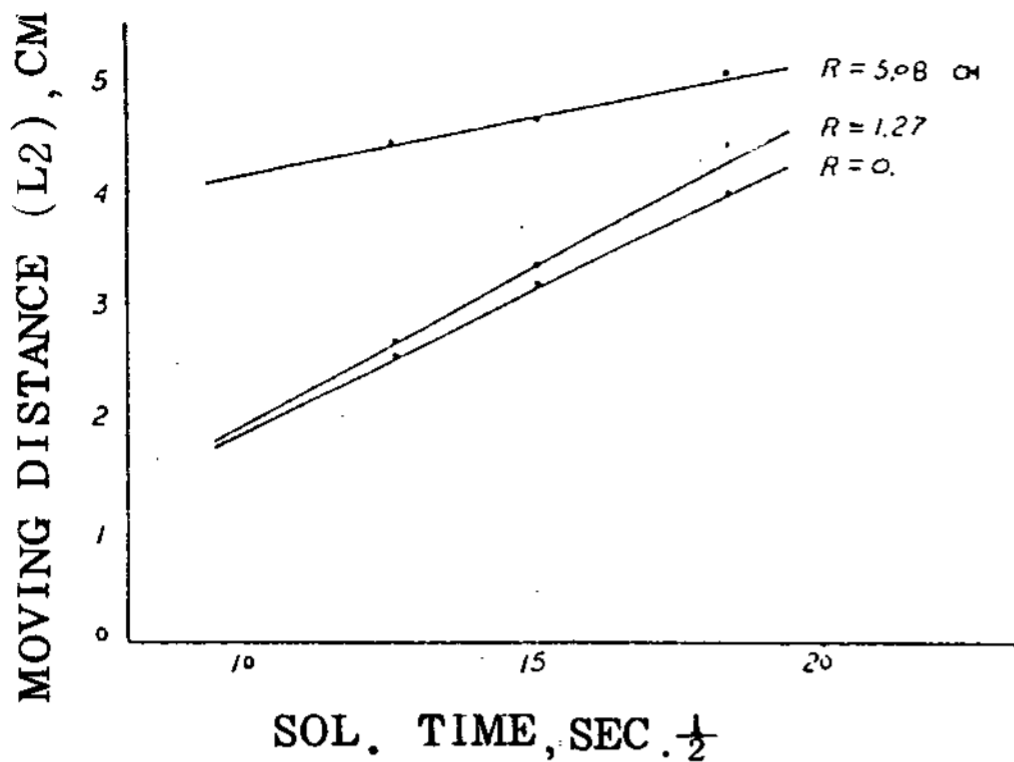


Fig.6. Moving distances of the transient points at the inside corners vs. sol. times at given fillet radii in L-sections.

고 진행함에 따른 주형벽으로부터의 응고계면의 상대적인 위치 변화는 변함이 없고 결과적으로 상대적인 최종응고점의 위치는 동일하게 된다. 이와같은 가정은 Fig.7 (a-b)에서는, (a)의 응고곡선 1, 2, 3의 주형으로부터의 상대적인 위치가 (b)의 1, 2, 3의 응고곡선의 주형으로부터의 상대위치가 같게 되는

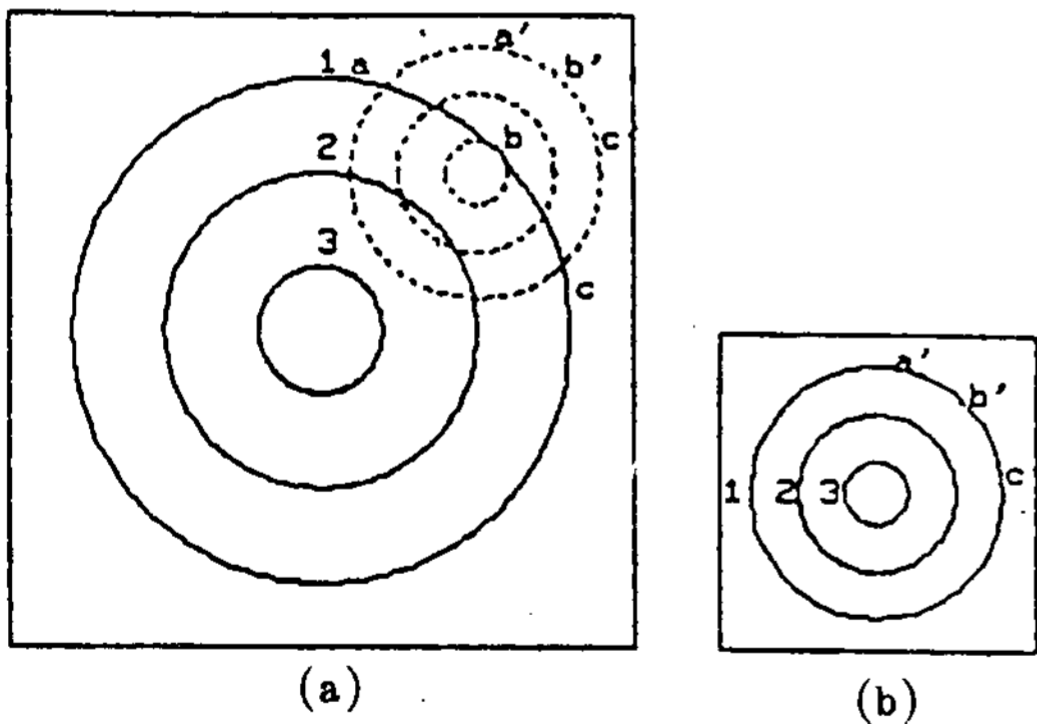


Fig.7. Graphic representation to show the invariancy of the relative progress of sol. wave fronts for different mold sizes.

것으로 설명되고, 이 응고곡선들을 (a)에 동시에 나타내면, 다음과 같은 흥미로운 사실이 밝혀진다.

여기서, 편의상, (a)에 겹쳐진 a', c' 점들을 plate heat flow 구역의 일정두께 응고면과 연결되는 천이점이라면 (b)에서 더욱 초기의 응고시간에서의 응고곡선을 선택하면 a', c' 점들은 이점들을 기점으로 일정두께응고면의 직선과 연결될 것이다), 응고곡선

a' b' c'는 (a)의 보다 큰 주형에서의 응고과정으로 보면, 외부 corner에서의 어느 응고초기시간에서의 응고곡선에 해당되고, 응고곡선 a b c는 이보다 더욱 응고가 진행된 임의의 응고곡선으로, 이들의 주형으로부터의 상대 위치는 같고 따라서 형태도 같게 된다. 이와같이 응고곡선의 주형벽으로부터의 상대 위치가 응고시간에 불변하다는 것은 Fig. 2의 pour-out casting 단면들의 두께를 측정함으로써 증명된다. Table. 2에는, 각 주어진 fillet radius에서의 응고시간에 따른  $\frac{t_1}{t_2}, \frac{t_4}{t_2}, \frac{L_1}{t_2}, \frac{L_2}{t_2}$ 의 값이 나타나 있다. 여기서 각 fillet radius에서의 이들

Table. 2 : Relative thicknesses or distances in L - sections.

Fillet Radius	Rel. Thick. or Dist. Sol. Time secs.	$\frac{t_1}{t_2}$	$\frac{t_4}{t_2}$	$\frac{L_1}{t_2}$	$\frac{L_2}{t_2}$
0.0 cm	160	1.92	0.29	2.85	2.92
	230	2.10	0.31	2.91	2.78
	340	2.16	0.33	2.74	2.87
	AV. Sd	2.06 0.12	0.31 0.02	2.83 0.09	2.86 0.07
1.27 cm	160	1.47	0.71	3.09	3.10
	230	1.60	0.67	2.97	3.04
	340	1.52	0.73	2.95	3.12
	AV. Sd	1.53 0.07	0.70 0.03	3.00 0.08	3.09 0.04
5.08 cm	160	1.20	0.90	5.70	5.19
	230	1.19	0.83	4.50	4.19
	340	1.17	0.87	3.56	4.33
	AV. Sd	1.17 0.02	0.87 0.04	4.59 1.07	4.33 0.80

\* Sd is the standard deviation of the average.

값은 시간에 대해 거의 일정한 값을 보여준다. 단,  $\frac{L_1}{t_2}$  과  $\frac{L_2}{t_2}$ 에서 표준편차값이 다소 큰 것은, 그 주위에서 두께 변화가 매우 적은 천이점을 판정하여  $L_1$   $L_2$  길이를 측정하는데에서 발생하는 측정오차가 크



Fig.8. The graphic used to show the invariancy of the relative progress of sol. wave fronts at different mold sizes.

기 때문이다. Fig. 8 또한 동일한 형상의 다른 크기의 주형에서 응고하는 응고면의 상대적인 위치 변화가 응고시간에 관계없이 일정함을 보여주고 있다. 이러한 주형 corner부에서의 상대적인 응고두께의 변화는 주형의 재료가 같다면, 한정된 실험조건에서는 과열도, 주물재료에 관계없이 거의 일정함을 보이고 있으나 (11), 보다 폭 넓은 실험조건에서의 이에 대한 연구는 계속되어야 한다. Table. 2에 나타난 결과는 Fig. 9, 10에 fillet radius (R) 대 상대 두께 (또는 길이)에 대해 도시되었으며, 이는 다음과 같은 식으로 표현되었다. 즉,

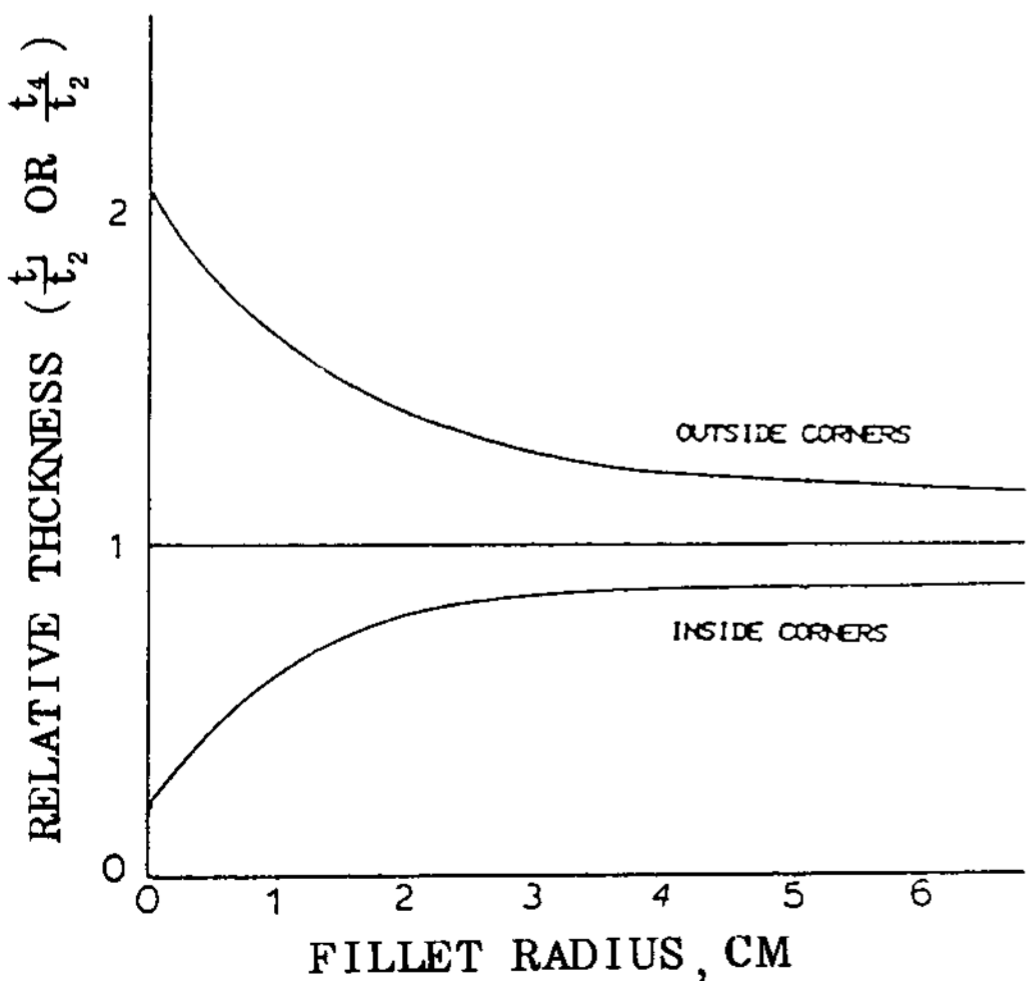


Fig.9. Relative thicknesses vs. fillet radii in L-sections.

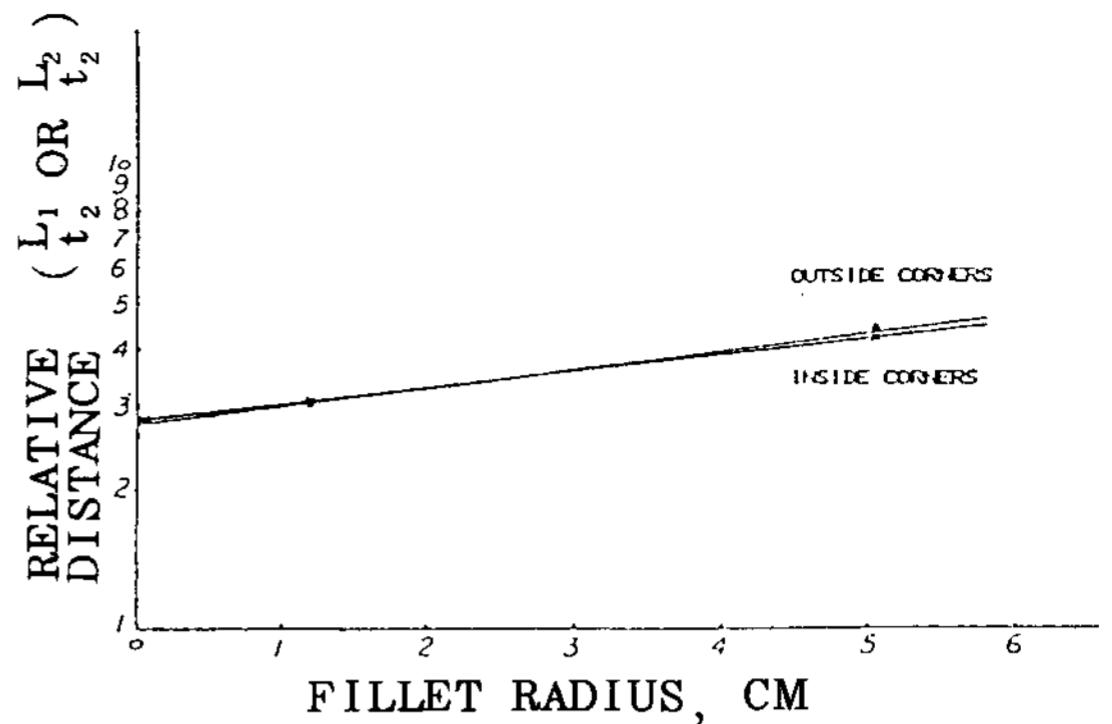


Fig.10. Relative distances vs. fillet radii in L-sections.

$$\frac{t_1}{t_2} = -0.49 R^{0.36} + 2.06, \text{ 단, } R < 8.53 \text{ cm} \quad (1)$$

$$\frac{t_4}{t_2} = 0.48 R^{0.22} + 2.20, \text{ 단, } R < 11.38 \text{ cm} \quad (2)$$

$$\text{Log} ( L_1 / t_2 ) = 0.043 R + 0.439 \dots\dots\dots (3)$$

$$\text{Log} ( L_2 / t_2 ) = 0.036 R + 0.452 \dots\dots\dots (4)$$

위의 식 (1), (2)에서, 외부 및 내부 fillet radius 가 각각 주어진 제한 조건보다 크게 되면  $\frac{t_1}{t_2}, \frac{t_4}{t_2}$  의 값은 1에 접근한다. 이는 주어진 fillet radius보다 크게 되면, 이들 corner에서의 응고는 평편한 주형벽에서의 응고에 비슷하게 되기 때문이다.

3-3 L형주물의 응고곡선 Simulation

주물의 최종 응고부분을 확인하는데는 응고면의 상대적인 진행에 관한 정보만으로도 충분하다. 그러므로,

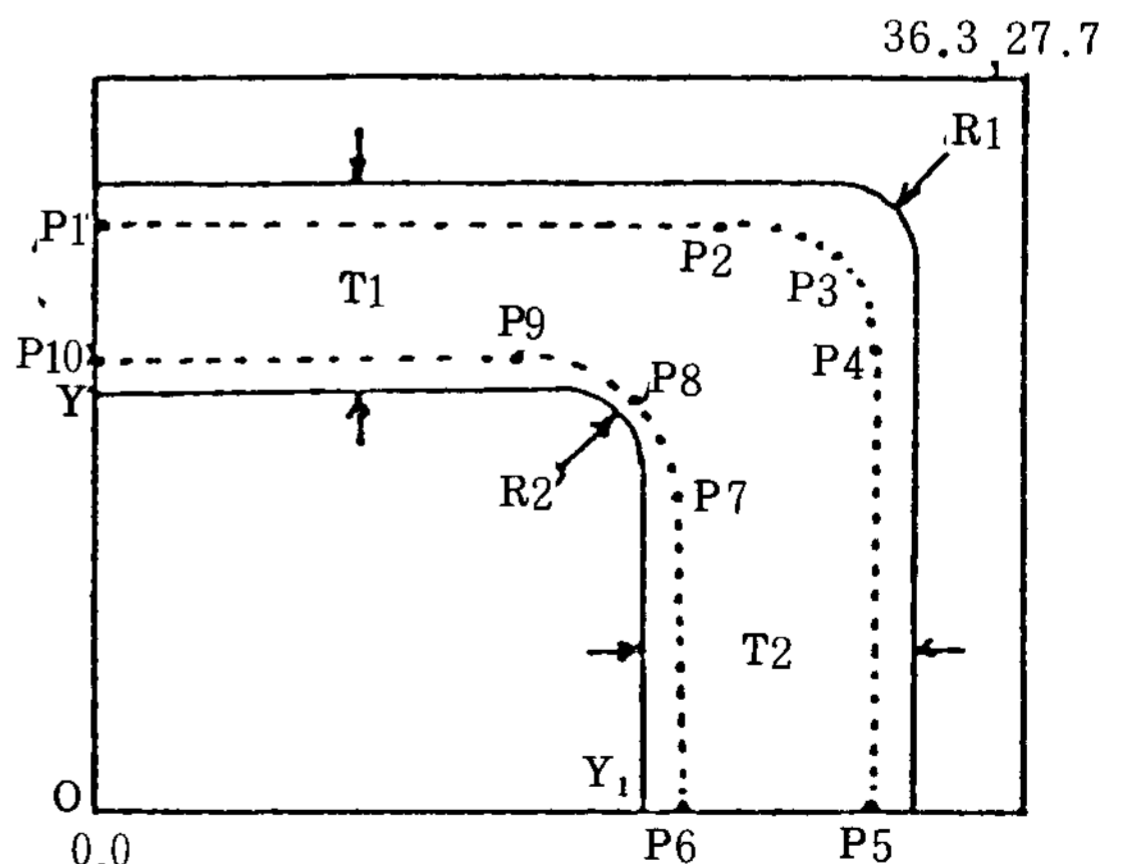


Fig.11. Drawing the casting and simulation of sol. wave fronts by use of the sol. data obtained with the pour-out tests in a T-section.

본 연구에서는 주어진 식 (1)-(4)와 computer graphics 기술을 이용하여 L형주물에서의 상대응고곡선을 다음과 같이 Simulation하였다. Fig. 11에 보이는 직사각형은 graphics terminal 스크린으로 이 스크린의 왼쪽 밑 끝부분을 X-Y 좌표의 원점으로 잡고, 오른쪽위 끝부분을 좌표 (36.3, 27.7)로 잡았다. 이 스크린에, 원하는 L형주물의 단면과 상대응고곡선을 그리기 위해, 컴퓨터 프로그램<sup>(11)</sup>이 개발되었다. 이 프로그램은, L형주물의 두팔의 두께,  $T_1, T_2$ 의 값과 외부 및 내부 fillet radius,  $R_1, R_2$ 의 값이 입력되면, 이에 따른 L형주물이 스크린에 그려지게 구성되어 있다. 이어 주형의 plate heat flow 구역의 응고 두께 ( $t_2$  또는  $S$ )가 입력되면, 이 두께에 대한 corner부에서의  $P_2, P_3, P_4, P_7, P_8, P_9$ 의 위치가 식 (1)-(4)를 변형하여 얻어진다.  $P_1, P_{10}, P_5, P_6$ 는 각각  $P_2, P_9, P_4, P_7$ 과 연결되어 일정 두께의 응고면을 나타내고, 이 점들의 위치는 컴퓨터 스크린에서의 주형벽의 X-Y 좌표가 주어지면 쉽게 결정된다.

이와같이  $P_1 \sim P_{10}$ 에 이르는 점들의 위치가 결정되면, 이들은 서로 연결되어 상대응고곡선을 이루게 된다. 이때, 점  $P_1$ 과  $P_2, P_4$ 와  $P_5$ , 그리고  $P_{10}$ 과  $P_9, P_7$ 과  $P_6$ 를 잇는 선은 직선들이고,  $P_2, P_3, P_4$ 를 잇는 선과  $P_9, P_8, P_7$ 을 잇는 선은 곡선이 된다. 이와 같이 주어진 3개 이상의 점을 통과하여 완만한 곡선을 재생하기 위해서는 numerical cubic spline function이 적용되었다. Fig. 12-(a)는 corner에서의 상대응고곡선이 다른 상대응고곡선과 교차하

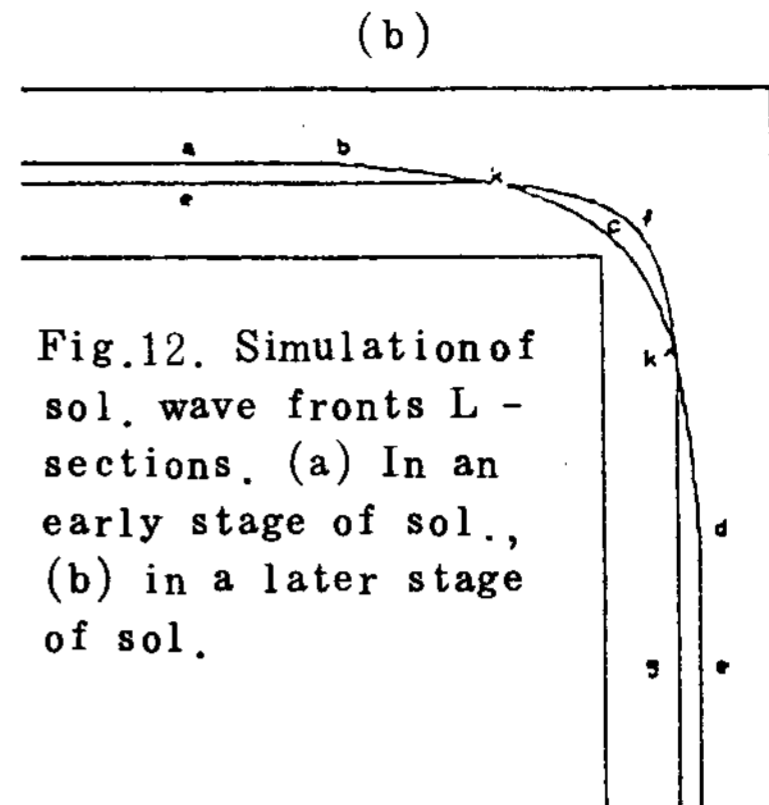
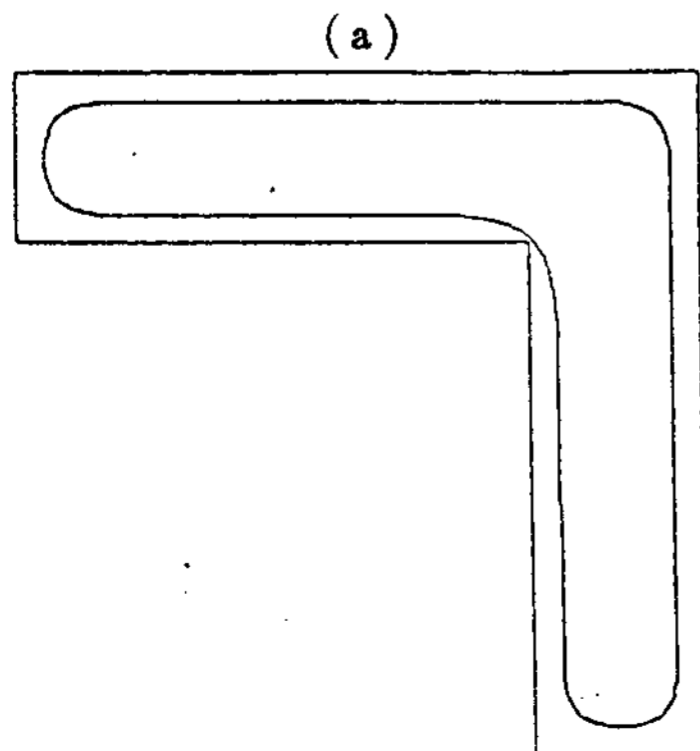


Fig.12. Simulation of sol. wave fronts L-sections. (a) In an early stage of sol., (b) in a later stage of sol.

지 않는 임의의 응고 초기에서의 상대응고곡선이다. 그러나, 응고가 진행함에 따라 corner에서의 응고곡선은 서로 교차하게 된다. Fig. 12-(b)는 응고말기 상대응고곡선으로 이러한 교차를 보여주고 있다. 여기서  $abk, k'de, ek, k'g$ 는 이미 응고가 완료된 구역으로 simulation된 응고면은 곡선  $kfk'ck$ 가 된다. 개발된 컴퓨터 프로그램은 교점  $k$ 와  $k'$  점을 찾아 내어, 이미 응고가 완료된 구역의 응고곡선이 스크린에 나타나지 않도록 구성되어 있다.

응고곡선 simulation에 사용된 컴퓨터 hardware는, HARRIS 800 main 컴퓨터에 연결된 VT-100 graphics terminal과 graphics 결과를 복사하기 위한 hard copy가 사용되었다.

**3-4. Cubic spline function에 의한 곡선 fitting.**

주어진 공간의 3개이상의 점 (data point, controlling point)을 통과하는 완만한 곡선은 cubic spline 방법에 의해 simulation 될 수있다. 이러한 cubic spline function은 최근에 개발된 수학으로 mechanical spline에 그 기원을 두고있다. Mechanical spline은 플라스틱 같이 탄력성이 좋은 재질로 만들어지는데 이 spline을 구부려서 주어진 점들을 통과하는 곡선을 이룰때, 형성되는 strain energy는 최소가 된다.

수학적인 cubic spline function은,  $x, y, z$  좌표계에서  $x, y, z$ 가  $t$ 의 parametric function이라하

면,  $S_k(t) = Akt^3 + Bkt^2 + Ckt + Dk$ 로 나타낸다. 여기서 이 spline curve가  $n(n \geq 3)$ 개의 data points를 통과한다면, 이 curve는  $n-1$ 개의 spline segments로 구성되어 있고,  $1 \leq k \leq n-1$ 이 된다. 이 spline function  $S_k$ 와 이의 각 일차미분  $S'_k$ , 이차미분  $S''_k$ 는 주어진 data points에서 연속이다. 이와같이  $n-1$ 개의 spline segments 이루어진 spline function  $S_k(t)$ 의, 각 spline segment는 cubic polynomial로 나타나고, 이때 계수  $A_k, B_k, C_k, D_k$ 를 구하기위한 총 조건수는  $4(n-1)$ 이 된다. 이와같은 조건은 다음과같이 하여 얻을 수 있다. (1) Cubic spline은  $n$ 개의 data point에서 연속이고 또 양끝점을 제외한  $n-2$ 개의 점에서는 연속된 일차와 이차 미분을 가지고 있으므로, 여기서,  $3(n-2)$ 개의 조건을 얻는다. (2) Cubic spline은  $n$ 개의 data points를 가지고 있으므로,  $n$ 개의 조건을 얻을 수 있다. 이리하여 총  $n + 3(n-2) = 4n-6$ 개의 조건을 얻었다. 그러나 아직도 필요한 조건,  $4n-4$ 에 비해 2개의 조건이 부족하다. 이 조건은 cubic spline의 양끝점에서 얻을 수있다. 즉, 양 끝 두점에서의 curvature가 0이면 natural cubic spline이라하고, 이에의해 완전한 곡선을 얻을 수있다. 그러나 다른 양끝점 조건이 선택될 수있으며, 이에따라 spline curve는 유동성있게 변하게 된다.<sup>(12)</sup>

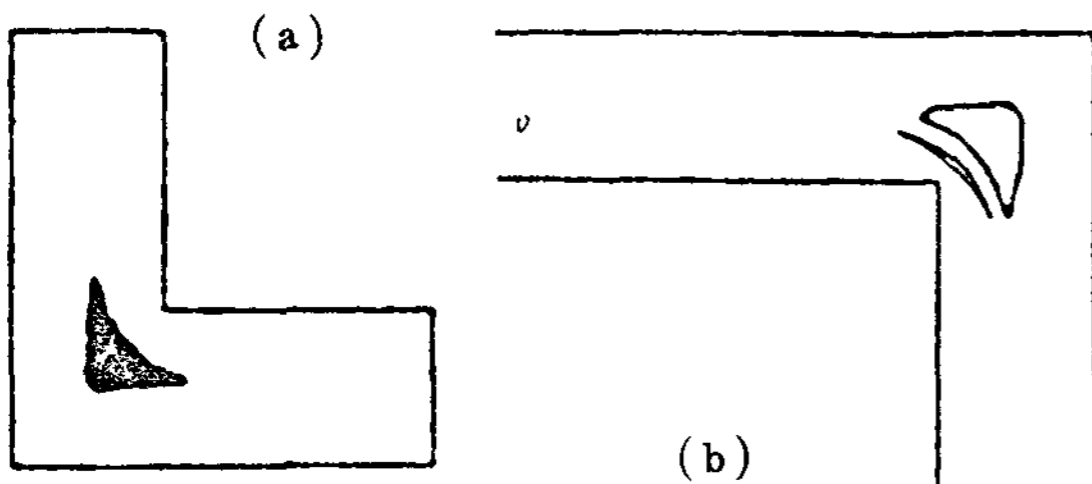


Fig. 13 Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (arm thicknesses 7.31 cm; right angles). (a) The shrinkage, located by Briggs et al.; (b) the final region to solidify by the present study and the superimposed shrinkage in (a) here.

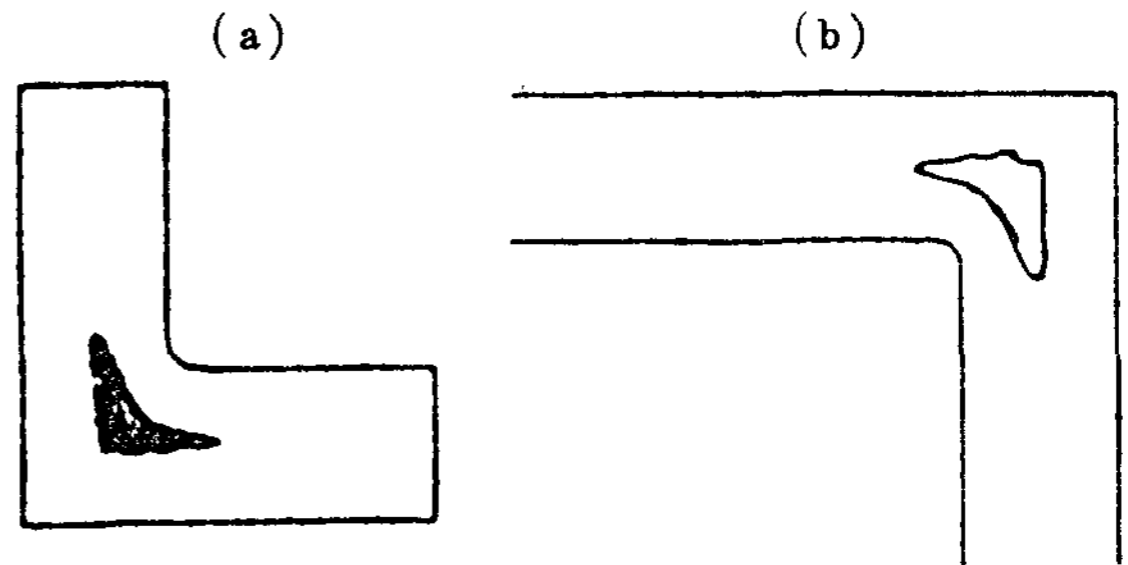


Fig. 14. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (arm thicknesses 7.31 cm; inside corner radii 1.27 cm). (a) The shrinkage, located by Briggs et al.; (b) the final region to solidify by the present study and the superimposed shrinkage in (a) here.

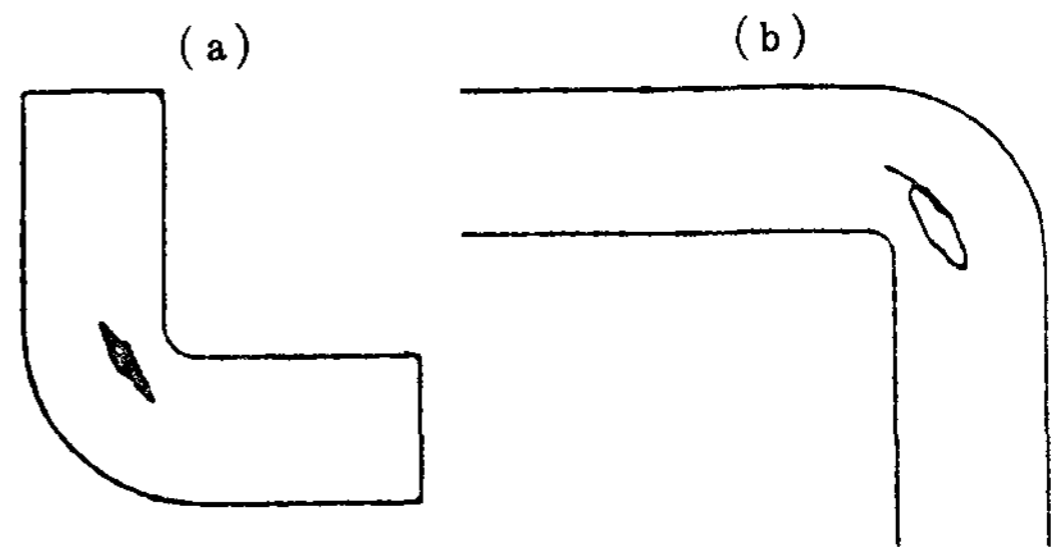


Fig. 15. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (arm thicknesses 7.31 cm; inside corner radii 1.27 cm; outside corner radii 8.97 cm). (a) The shrinkage, located by Briggs et al.; (b) the final region to solidify by the present study and the superimposed shrinkage in (a) here.

3-5. 본 연구의 computer graphics 결과와 타 연구 결과와의 비교

L형주물에서, 본 연구의 computer graphics 결과인 상대응고곡선과 Briggs, Pellini, Sciama의 연구 결과가 비교되었다. Fig. 13-18에서는 Briggs에 의한 연구 결과와 본 연구 결과가 비교되었다; Briggs 결과는 X-ray 기술에 의해 수축공의 위치와 아



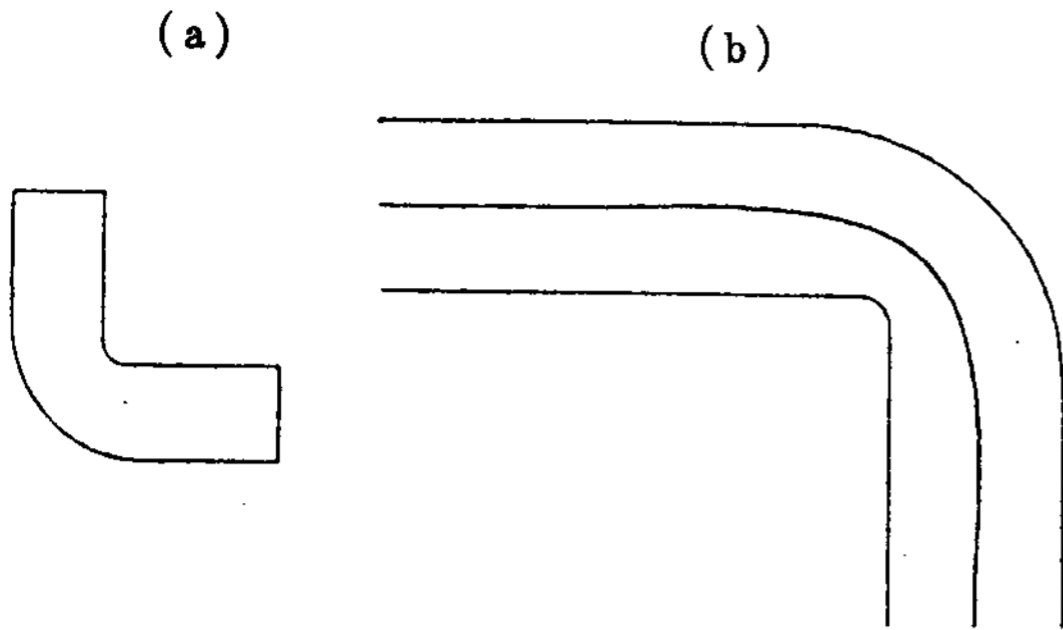


Fig. 16. comparison of the computer graphics output in the present study with the result by Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (arm thicknesses 7.31 cm ; inside corner radii 1.27 cm; outside corner radii 11.44 cm). (a) The result of Briggs et al., presenting no defect of shrinkage; (b) the final stage of sol. by the present study which shows that the entire section solidifies uniformly without forming a shrinkage.

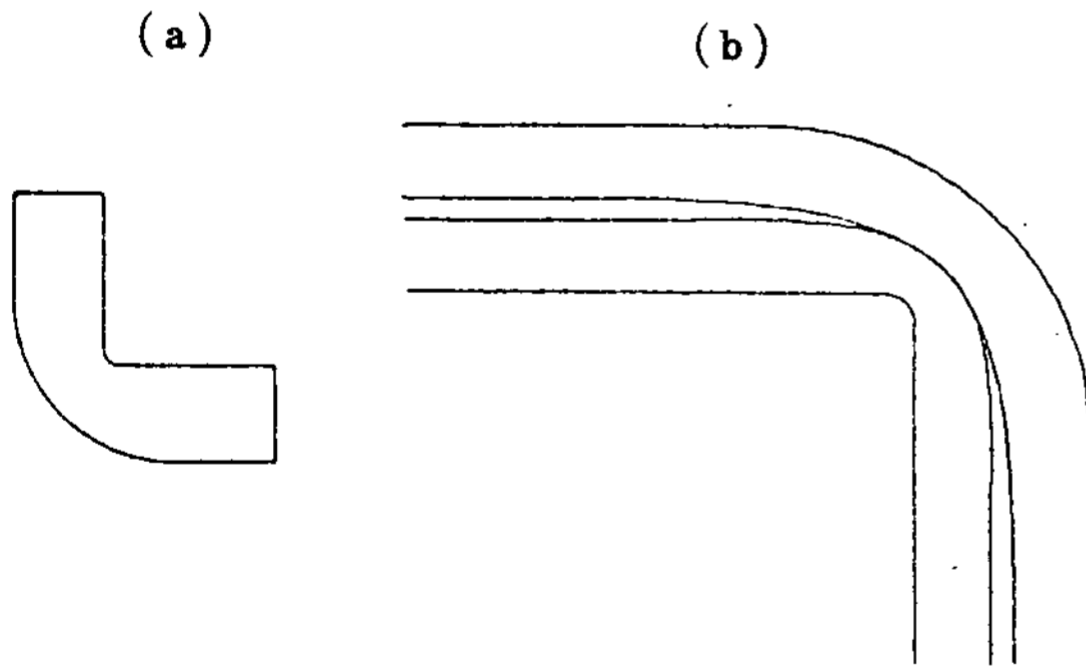


Fig.17. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (arm thicknesses 7.31 cm; inside corner radii 1.27 cm; outside corner radii 13.97 cm; very much smaller junctions than arm sections). (a) The result of Briggs et al, presenting no defect; (b) the final stage of sol. by the present study, wh-

ich shows that the junction solidifies faster than arms without forming a shrinkage.

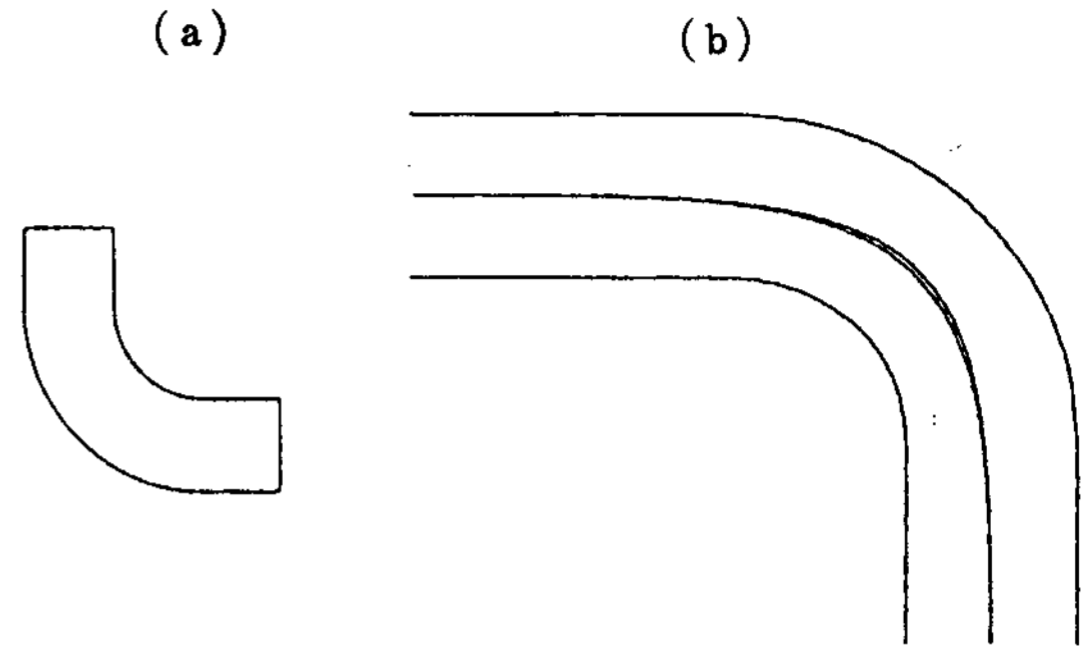


Fig. 18. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Briggs et al.<sup>(1)</sup> concerning the locations of shrinkages in L-sections (uniform section thicknesses 7.62 cm; outside corner radii 15.25 cm).

(a) The result of Briggs et al., presenting no defect; (b) the final region to solidify, by the present study which shows that the sections solidifies almost uniformly.

올러 크기에 대한 정보까지 얻을 수 있었으나 본 연구 결과는 단지 수축공 또는 최종응고 부위의 위치만을 알려줄 뿐이다.

Fig. 13-15에서는, (g)에, 본 연구에 의한 최종응고 부위와 (a)의 Briggs에 의한 수축공이 함께 도시되어 위치가 서로 비교되었다. 여기서 양 연구 결과는 최종 응고부위의 위치에서 비교적 잘 일치하고 있다. Fig. 16-18에서는 L형추물에서 fillet radius를 중심으로 수축공 불량을 제거시킬 수 있는 디자인이 제시되고 있는데, Fig. 17에서와 같이 corner부에서의 응고가 arm부에서 보다도 빨리 일어나게되는 디자인보다는 (이 경우는 fillet radius가 과도히 크다), 전 section of shrinkage를 일으키지 않고 균일히 응고되는 Fig. 16과 18의 디자인이 더욱 바람직하다는 것을 본 연구의 computer graphics 결과가 보여주고있고, 이러한 결과는 Briggs의 결과와도 잘 일치한다. Fig. 19-21에서는

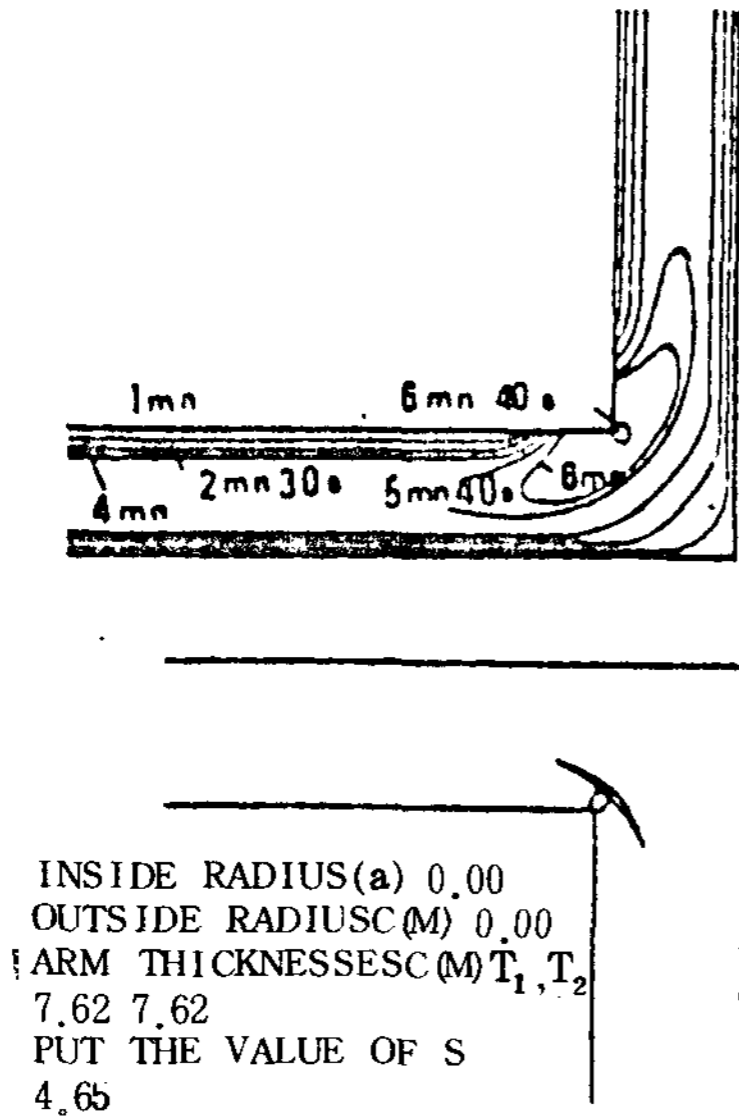


Fig. 19. Comparison of the computer graphics in the present study with the result of Sciama<sup>(7)</sup> regarding the final regions to solidify in L-sections with right corner angles. (a) Sol. wave fronts in an L-section (L 2 cm/ 2 cm) by Sciama; (b) the final region to solidify in an L-section (L 7.62 cm/ 7.62 cm) in the present study and the final region to solidify in (a) by Sciama, superimposed here.

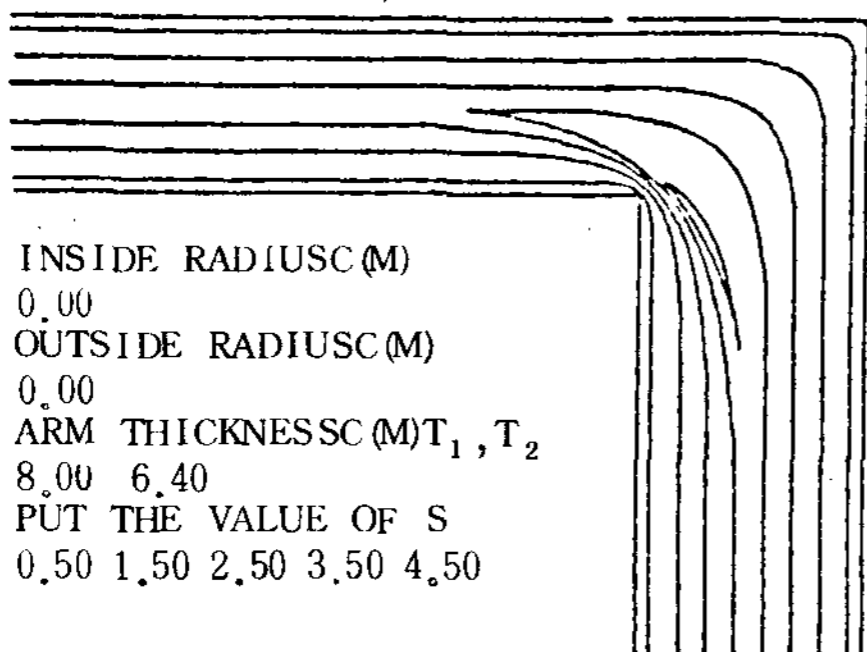
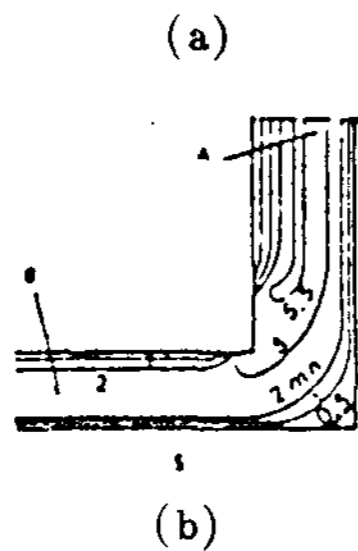


Fig. 20. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Sciama<sup>(6)</sup> concerning the final regions to solidify in L-sections with right corner angles. (a) Sol. wave fronts in an L-section (L 2 cm/1.6 cm) by Sciama; (b) sol. wave fronts at given sol. thicknesses (s) at the planar surface in L-section (L 8.0 cm/6.4 cm).

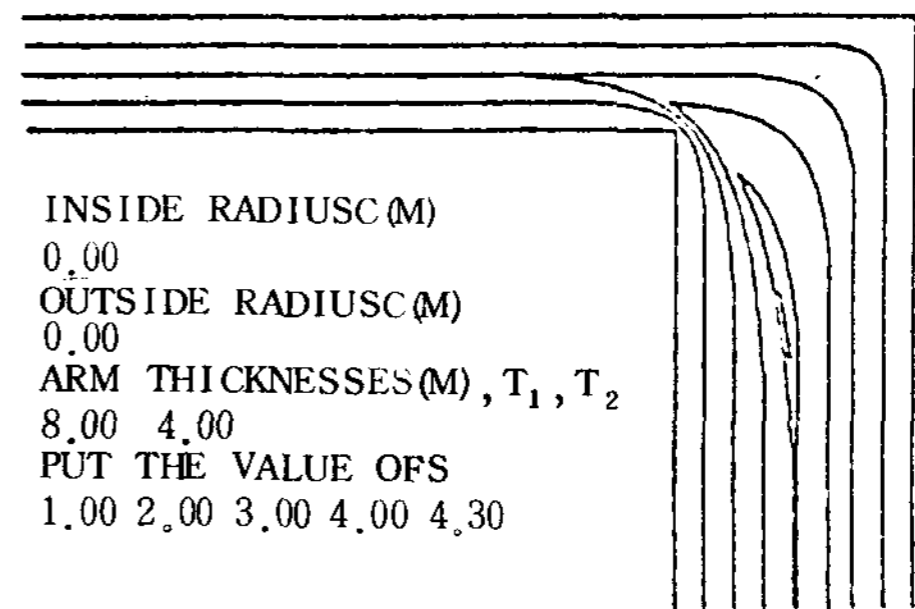
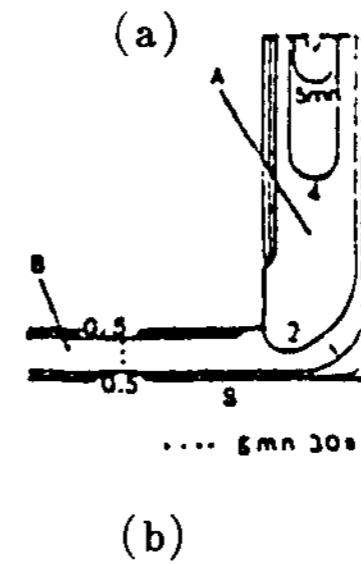


Fig. 21. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of Sciama<sup>(6)</sup> concerning the final regions to solidify in L-sections with right corner angles. (a) Sol. wave fronts in an L-section (L 20 mm/ 10 mm) by Sciama; (b) sol. wave fronts at given sol. thicknesses (s) at the planar surface in an L-section (L 8.0 cm/ 4.0 cm) in the present study.

열전달방정식의 numerical solution에 의해 등온곡선을 얻은 Sciama의 결과 ((a)에)와 본 연구 결과 (b)가 보이고 있다. Fig. 19에서는 L형 주물의 두팔의 두께가 같은 경우로, 양 결과는 최종응고 부위의 위치가 잘 일치되고 있으나 ((b)의 본 연구결과 위에 Sciama의 최종응고곡선이 최종응고부위 위치비교를 위해 중첩되었다.), Fig. 20, 21과같이 L형 주물의 양팔의 두께차가 크게 차이가 있는 경우, 양 결과는

모두, 최종응고 부위가 L형주물의 내부 corner 주위를 벗어나 두꺼운 부위의 팔로 이동되는 현상을 보여 주고있다. Sciama 는 이와같이, L형주물의 양팔의 두께차가 어느 일정한 비율이상인 경우는 fin효과에 의한 주물냉각속도 증가가 일어나며, 이러한 fin의 효과로 인해, 주형 내부 corner 주위의 hot spot를 제거할 수 있다고 했다. 그러나 본 연구 결과에서는 이러한 fin의효과가 유도 적용되지 못한 상태이므로, 두 결과간의 최종응고 부위에 있어 다소간의 차이는

이러한 fin효과의 차이에 기인된다고 사려될 수있다. Fig. 22에서는 L형 주강주물 (이상, Briggs는 주강, Sciama는 공정성분의 주철을 사용했다)의 응고열분석에의해 얻은 Pellini의 결과와 본연구결과가 비교되었다. (a)의 최종 두 응고곡선은 편의상, (b)의 본연구결과의 최종 상대응고곡선 위에 중첩되어 최종응고 위치가 비교되었고, 두 결과는 매우 잘 일치함을 보이고 있다. 이상과 같이 본 연구 결과와 타 연구자의 연구 결과는, L형주물에서의 최종응고부위가, 주물재료, 주물의크기, 주형재료의 차이등에도 불구하고 대체로 일치하고 있다는 것을 나타내주고 있다. 이는 본 연구에서 제시된 가정의 타당함과 채택된 연구방법의 폭넓은 적용이 가능함을 의미한다.

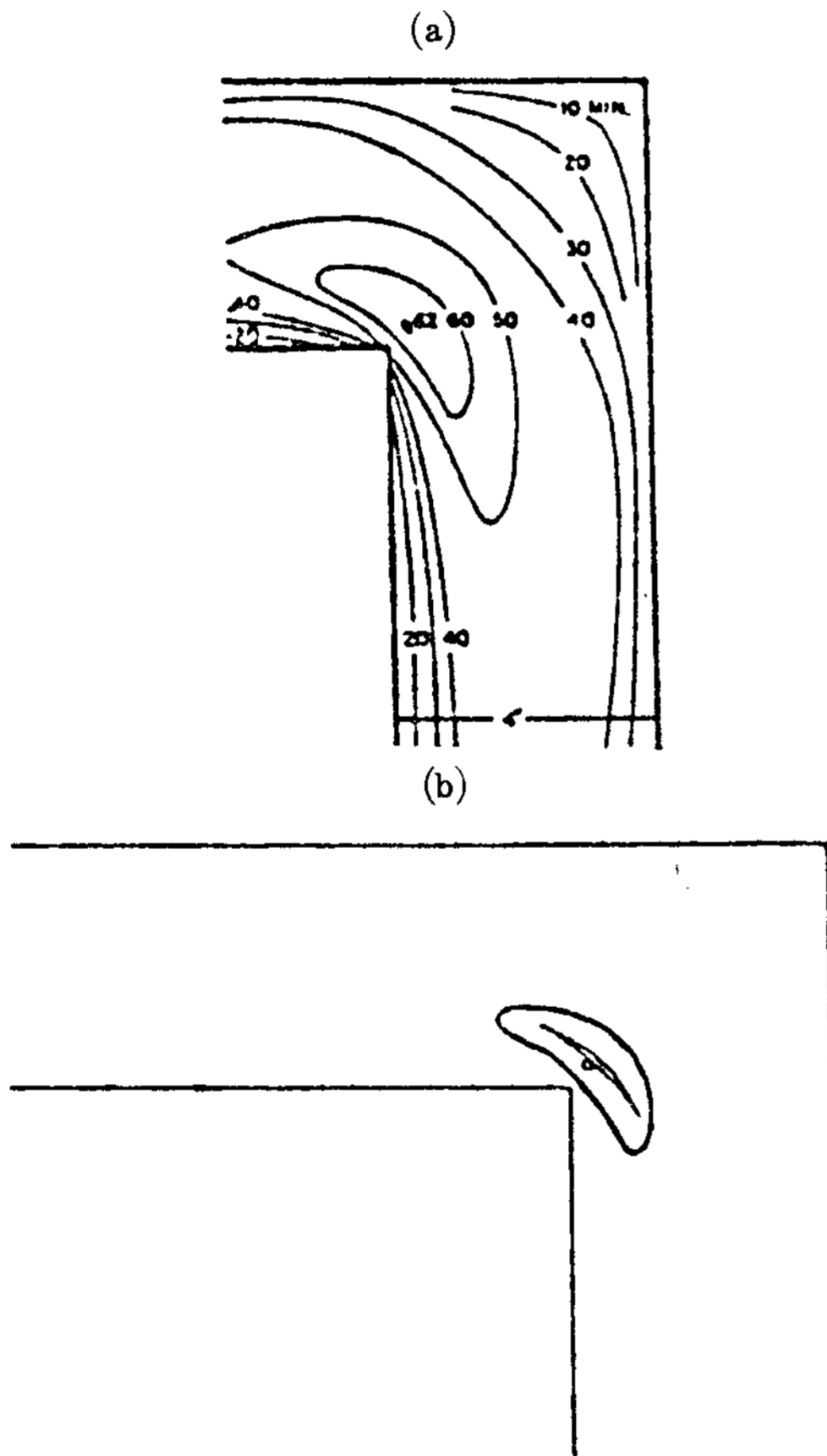


Fig. 22. Comparison of the computer graphics output in the present study with the result of pellini et al.<sup>(2)</sup> concerning the final regions to solidify in L-sections(right corner angles; arm thicknesses 10.2 cm). (a) Sol. wave fronts by Pellini et al.; (b) the final region to solidify by the present study and the superimposed last two sol. wave fronts in (a) here.

4. 결론

순알루미늄 금속을 이용한 pour-out test와 computer graphics 기술을 이용한 본연구에서 채택된 방법에의해, L형주물에서의 수축공 발생부위가 다른 연구자의 방법에 비해 쉽고 정확하게 예측될 수 있었다.

본연구에서 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 접하고있는 양변의 길이가 semi-infinite 일때, L형 주형의 corner에서 응고하는 금속의 응고면 (또는 등온곡선) 은, 응고시간, 응고금속, molding aggregate의 변화에대해 그 형상 (또는, 주형 벽으로부터의 상대위치) 이 거의 변화되지 않는다.
2. 1에서 주형재료가 달라지면, 주형재료의 열전달 성질에 따라 응고면 (또는, 등온곡선) 은 각각 일정한 형상을 유지한다.
3. 동일한 주형재료를 사용하고 충분한 두께를 가진, 크기는 서로 다르나 형상이 같은 주형에서 응고하는 금속은, 응고면 (또는, 응고곡선) 의 상대위치가 동일한 진행과정을 거치며, 결과, 최종응고부위도 서로 일치하게 된다. 또한, fin의 효과가 무시할 정도로 적다면, 이 현상은 서로 다른 응고금속을 사용할 때도 적용된다.

참 고 문 헌

1. C.W. Briggs, R.A. Gezelius, and A.R. Donaldson, "Steel casting design for engineer and foundryman", AFS Trans., V.46, 1938, pp605-696.
2. F.A. Brandt, H.F. Bishop and W.S. Pellini, "Solidification at corner and core positions", AFS Trans., V.61, 1953, pp451-456.
3. R.M. Kotschi and C.R. Loper, Jr., "Design of T and X-sections for castings", AFS Trans., V.82, 1974, pp535-542.
4. C.R. Loper, Jr., "Design of bosses and L-sections for casting", AFS Trans., V.83, 1975, pp173-184.
5. Clyde M. Adams, Jr. and Howard F. Taylor, "Fundamentals of riser behavior", AFS Trans., V. 61, 1953, pp686-693.
6. R.D. Pehlke, R.E. Marrone, and J.O. Wilkes, "Computer simulation of solidification", AFS monograph, 1976.
7. G. Sciama, "Study of the solidification of elbows in cast iron", AFS Cast Metals R. J., March 1972, pp20-24.
8. G. Sciama, "Solidification of simple profiles with molten hot spot-L, T and cruciform junctions", AFS Cast Metals R.J., Dec., 1972, pp 145-149.
9. H.Y. Hunsicker, "Solidification rates of aluminum in dry sand molds", "AFS Trans.", V.55, 1947. pp 68-76.
10. Malcom, Michael A. and Forsythe, G. Elmer, Computer methods for mathematical computations, Prentice-Hall, 1977.
11. M.H. KIM, Computer simulation of solidification in simple shaped castings, Ph.D. thesis (1984), Uni. of Wisconsin-Madison, USA.
12. A.W. Nutbourne and R.S. Morris, "A cubic spline package. Part 2 - The mathematics", Computer aided Design, V.5, No.1, Jan 1973, pp7-13.