

## 고온상태에서 Al 7075 합금의 크리이프 파단수명 예측에 대한 연구

A study on the Creep fracture life prediction of Al7075 alloy under high temperature

강 대 민 \* 구 양 \*\* 백 남 주 \*\*\*  
Kang Dae Min, Koo Yang, Baek Nam Ju

### ABSTRACT

Modern technological progress demands the use of materials at high temperature and high pressure. One of the most critical factors in considering such applications - perhaps the most critical one - is creep behavior.

In this study the stress exponents  $n$  were determined during creep over the temperature range of 90°C to 500°C (0.4 - 0.85  $T_m$ ) and stress range of 0.64 kgt/mm<sup>2</sup> to 17.2 kgt/mm<sup>2</sup> in order to investigate the creep behavior. The stress dependence of rapture time ( $n'$ ) were determined over the temperature range of 200°C to 240°C and stress range of 8.13 kgt/mm<sup>2</sup> to 9.55 kgt/mm<sup>2</sup> in order to investigate to creep rupture property. And the stress transient dip tests were also carried out for the internal stress  $\sigma_i$  over the temperature range of 90°C to 500°C and stress range of 0.64kgt/mm<sup>2</sup> to 17.2 kgt/mm<sup>2</sup>. The creep tests for constant temperature and stress transient dip tests were conducted in air with Al 7075 alloy under constant tensile load.

At around the temperature range 200°C - 230°C and the stress level 8.13 - 9.55 (kgt/mm<sup>2</sup>), the temperature range 280°C - 310°C and the stress level 1.85 - 2.55 (kgt/m<sup>2</sup>), the temperature range 380°C - 410°C and the stress 1.53 - 0.91 (kgt/mm<sup>2</sup>), the stress exponent  $n$  had the value of 6.2 - 6.65 but at around the temperature range 90°C - 120°C and the stress level 10 - 17.2 (kgt/mm<sup>2</sup>), the value of 1.3, and at around the temperature range 470°C - 500°C, the stress level

---

\* 정회원 : 국립부산공업대학 산업안전과

\*\* 정회원 : " 기계과

\*\*\* 정회원 : 부산대학교 생산기계과

0.62 - 1.02 ( kgt/mm<sup>2</sup> ) the value of 1-1. Besides these results, at around the temperature 200°C-240°C, the stress dependence of rupture time (n') had the value of 6.3.

Finally, it was found that the value n calculated by considering the applied stress dependence of the internal stress were in good agreement with those obtained for the creep test. Then, it was concluded that the change in n was mainly attributed to the difference of the applied stress dependence of the internal stress and the ratio of the internal stress to the applied stress, and the creep rupture life may be represented as

1. 서 론

고온, 고압의 조건하에서 사용되는 모든 장비들의 경우 그 안전성이 중요시되는 것은 설명할 여지가 없고 특히 원자력 발전소의 안전성 문제는 아주 중요시되므로 선진국에서는 원자력발전소의 건설은 물론 운영시에 발전설비 및 부품들의 안정성에 관하여 실험적인 규모로 부터 시험 시설물을 대상으로 철저히 연구 되어오고 있다. 우리나라에서도 장차 국산 원자력발전소 건설을 계획하고 현재로서는 한국 중공업등의 국내 산업체에서도 국산설비를 제작하고 있는 실정에서 국내에 이들 재료의 사용상의 안전성 관계로 정확한 수명 예측이 필요하다. 크리이프 수명에 관한 연구로서 1952년 Larson과 Miller<sup>1)</sup>는 처음으로 수명  $t = T(C + \log T)$  형태로 시간-온도의 개념을 도입했다. 1954년에는 Orr, Sherby와 Dorn<sup>2)</sup>은 적당한 크리이프 파단 매개변수를  $[\log t - (\Delta H/RT)]$ 이라고 결론을 내렸다.

1969년에 Grounes<sup>3)</sup>는 화학반응속도 이론을 근거하여 많은 시간-온도 매개변수를 단일화하려고 시도하여  $T[\ln t + P(T, \sigma)] = Q(T, \sigma)$ 의 형태로 일반식을 유도했다. 최근 1983년에 E. PICCO<sup>4)</sup>은 주조 Ni-기초합금 IN738 LC의 크리이프와 파단거동을 750~950°C 온도 범위에 걸쳐 연구되었다. 여기서 초기와 정상상태 크리이프는 구분된 단계로 간주할 수 없고 근본적으로 같은 변형기구라고 언급했다. 또한 판

단은 시편 표면에서 시작되는 산화된 입계균열의 전파에 의해서 일어나서 균열전파속도는 합금의 변형거동에 의해서 지배된다고 주장하고 아울러 파단시간의 변화를 온도 및 응력에 대한 정상크리이프의 속도 변화의 형태로 표시하였다. 본 연구에서는 A17075 합금에서 정상크리이프 속도의 부가응력의존성과 유효응력의존성, 그리고 파단 수명의 응력의존성을 구하여 일정온도에서 크리이프 파단수명을 온도, 부가응력, 내부응력의향으로 표시하여 외부응력에 의한 비열적 과정으로 표시하였다.

2. 크리이프 이론

2-1. 정상크리이프속도의 응력의존성

순수금속 및 2~3의 합금에 대해서 경험적으로 구한 Sherby-Dorn<sup>5)</sup>의 정상 크리이프속도식은 다음과 같이 표시된다.

$$\dot{\epsilon} = A\sigma_n e^{-Q_c/RT} \dots\dots\dots (1)$$

순수금속의 경우 응력지수 n는 약 5, 활성화에너지 Q<sub>c</sub>는 자기확산을 위한 활성화에너지 Q<sub>s</sub>와 거의 같고, 고용체 합금의 n값은 3으로 나타나는 것도 있다. 여기서 응력지수 n값은 식(1)에서 온도조건을 일정하게 하면

$$\dot{\epsilon} = B\sigma^n \dots\dots\dots (2)$$

이 되고 양변에 대수를 취하면

$$\log \dot{\epsilon} = \log B + n \log \sigma \text{가 된다.}$$

또한 온도일정조건에서 B는 일정상수가 되어  $\log B$ 는 상수  $B'$ 로 둘 수 있다. 그러므로  $B' = \log \dot{\epsilon} - n \log \sigma_a = \log \dot{\epsilon}_{s2} - n \log \sigma_{a2}$ 가 되어

$$n = \frac{\log(\dot{\epsilon}_{s2} / \dot{\epsilon}_{s1})}{\log(\sigma_{a2} / \sigma_{a1})} \dots\dots\dots (3)$$

가 된다.

여기서  $\dot{\epsilon}_{s1}$ 과  $\dot{\epsilon}_{s2}$ 는 각각 초기 부가응력  $\sigma_{a1}$ ,  $\sigma_{a2}$  일때의 정상상태 크리이프 속도이다. 식(3)에서 응력지수 n는 응력의 변화에 따른 변형속도 변화항으로 표시되어 응력지수 값을 계산할 수 있다. 식(1)에서 부가응력대신 외부응력과 내부응력과의 차이, 즉 유효응력 ( $\sigma_a = \sigma_a - \sigma_i$ )으로 대신하고 정상크리이프 속도의 유효응력 지수 ( $n_0$ ) 및 유효응력 일정에서의 크리이프 활성화 에너지 ( $Q^*$ )항으로 표시하면 식(4)와 같다.

$$\dot{\epsilon}_s = A(\sigma_a - \sigma_i)^{n_0} \exp(-Q^*/RT) \dots\dots\dots (4)$$

Purshothaman<sup>10)</sup> 등은 식(4)를 일반화 하여

$$\dot{\epsilon}_s = A''[(\sigma_a - \sigma_i)/E(\pi)]^{n_0} \exp(-Q^*/RT) \dots\dots\dots (5)$$

으로 나타내었다. 그런데 식(1)에 대해  $E(\pi)$ 를 포함시켜 일반화하면 다음식이 얻어진다.

$$\dot{\epsilon}_s = A''(\sigma_a/E(\pi))^{n_0} \exp(-Q_c/RT) \dots\dots\dots (6)$$

여기서 온도를 일정하게 두면

$$n = (d \ln \dot{\epsilon}_s / d \ln \sigma_a)_T \dots\dots\dots (7)$$

가 되고 여기서 식(6)을 대입하면

$$n = [n_0 \sigma_a / (\sigma_a - \sigma_i)]_T \cdot [d(\sigma_a - \sigma_i) / d\sigma_a]_T \dots\dots\dots (8)$$

가 된다. 식(8)으로부터 n과  $n_0$ 의 관계는 다음과 같이 유도된다.

$$n = n_0 [1 - (\frac{d\sigma_i}{d\sigma_a})_T] / (1 - \frac{\sigma_i}{\sigma_a})_T \dots\dots\dots (9)$$

### 2-2. 크리이프의 파단수명과 응력지수와의 관계

많은 합금이나 금속에는 정상크리이프 속도와

파단시간과의 관계는 다음과 같다.

$$t_f = (C / \dot{\epsilon}_s)^\beta \dots\dots\dots (10)$$

여기서  $\beta = 1$  이라면 응력과 온도가 크리이프 수명에 대한 의존성은 식(1)과 식(10)에서 다음과 같다.

$$t_f = A' \sigma_a^{n'} \exp(Q_f/RT) \dots\dots\dots (11)$$

식(11)에서 파단시간의 부가응력의존성  $n'$ 를 구하기 위해 온도조건을 일정하게 두고 양변에 대수를 취하면

$$\log t_{f1} - n' \log \sigma_{a1} = \log t_{f2} - n' \log \sigma_{a2} = \text{Const}$$

$$\therefore n' = \frac{\log(t_{f2}/t_{f1})}{\log(\sigma_{a2}/\sigma_{a1})} \dots\dots\dots (12)$$

여기서 작용응력  $\sigma_1, \sigma_2$  하에서의 파단수명은 각각  $t_{f1}, t_{f2}$ 이다. 그러므로 파단시간의 응력의존성 ( $n'$ ) 값을 대수 파단시간과 대수응력의 그래프에서 직선의 기울기로 표시된다.

그러므로 식(9)와 식(11)에 의해서 크리이프 파단수명은 외부응력과 내부응력의비 및 증분에 의해서 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$t_f = A' \sigma_a \left\{ -n_0 \left( 1 - \frac{d\sigma_i}{d\sigma_a} \right)_T / \left( 1 - \frac{\sigma_i}{\sigma_a} \right)_T \right\} \exp(Q_f/RT) \dots\dots\dots (12-1)$$

## 3. 실험장치 및 방법

### 3-1. 실험시편

크리이프 시편은 Al7075 합금 봉재를 Fig 1와 같이 NC 선반 가공하여 50mm의 게이지 길이와 10mm게이지 직경이 되게 하여  $T_6$ 로 열처리하였다. 재료의 화학적 성분과 기계적 성질은 Table 1, Table 2와 같으며 아랫칸에 적힌 값은 "Aluminum Standard & data"에서 참조한 것으로 본 실험에 사용된 Al7075

합금재료는 이러한 표준 Al7075 합금과 거의 비슷한 성질을 가지는 재료를 사용했다. 여기서 인장시험은 Tinsolsen사의 Super-L 인장시험기를 이용하여 10 mm/min 속도를 행했다. 경도시험은 Detroit Testing M/C Co.사의 HB-2Brinell 경도계를 이용하여 실시했고 화학성분 분석은 발광 분광 분석장치(Spectrometer)를 사용했다.

3-2. 정크리이프 시험

크리이프 시험기는 동경 시험기기회사의 모델(CRL-3000)로 최대허용하중은 3ton 레버비는 1:20이다. 로의 사용온도는 최고 850°C이고 요구하는 노온은 시편에 PR열전대를 부착하여 디지털지시계에 나타내고 자동 온도 조절장치로써 ±1°C 범위에서 일정하게 유지했다. 시편의 변형량은 시편과 더불어 디지털 기록계에 신물

Table 1. chemical composition Wt(%)

Material	Cu	Cr	Mn	Si	Fe	Zn	Mg	Ti
Al 7075	1.48	0.18	0.02	0.12	0.19	5.49	2.40	0.14
	1.2-2.0	0.18-0.35	0.30	0.4	0.5	5.1-6.1	2.1-2.9	0.2

Table 2. Mechanical properties

Material	Y/S(kgf/mm <sup>2</sup> )	T/S(Kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation(%)	Hardness(BHN)
Al 7075	52.7	62.2	17	147
	51.33	58.37	11	150

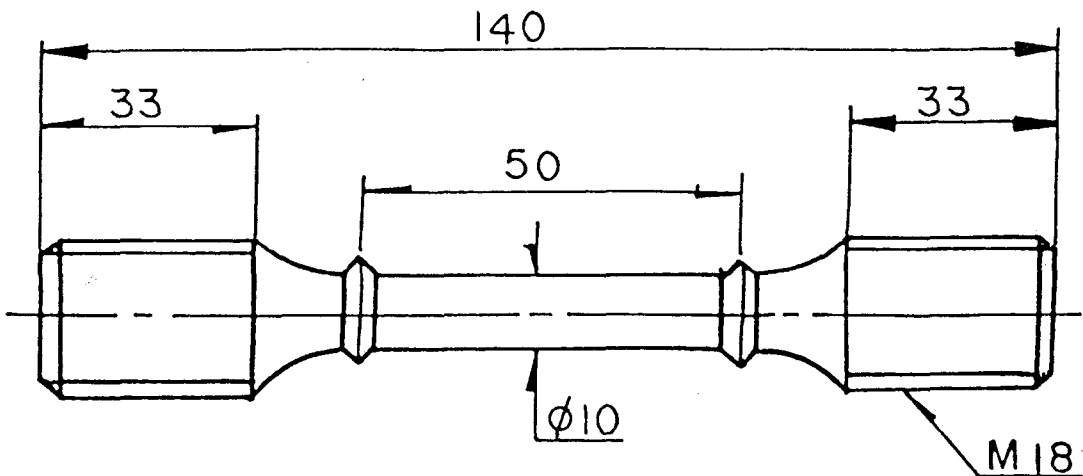


Fig.1. Creep specimen( mm )

(%)로 나타내며 시편온도와 함께 자동적으로 차트에 기록된다. 하중을 가한 즉시 시편의 표점거리는 일정하게 변형되므로 최초 응력을 식으로 표시하면

$$L_0 = A_0 \sigma_0 = A \sigma, \quad A_0 l_0 = A l$$

(탄성변형은 소성변형에 비해 매우 작으므로 무시)

$$L_0 = \sigma_0 A_0$$

여기서  $L_0$  : 초기하중

$A_0$  : 시편의 초기단면적

$\sigma_0$  : 시편의 초기응력

$l_0$  : 시편의 초기길이

$A$  : 하중을 가한 즉시 변형된 시편의 단면적

$\sigma$  : 하중을 가한 즉시 변형된 단면적에 작용하는 응력

$l$  : 하중을 가한 즉시 변형된 시편의 길이

위에서 결정된 하중을 가할 수 있도록 하중추를 부가하면 즉시 기록계에는 0 일때 변형길이의 측에 평행한 길이를 탄소성 변형이 기록된 다음 시간에 따라 연신의 곡선의 기록이 기록되며 크리이프에 의한 시편의 진 변형률은

$$\epsilon - \epsilon_0 = \ln \frac{l/l_0}{(1_0 + \Delta l_0)} = \ln \left( \frac{l}{1_0 + \Delta l_0} \right)$$

..... (13) 이고

여기서  $l$  : 시간  $t$ 에서의 시편의 길이

$l_0$  : 시편의 표점거리

$\Delta l$  : 하중을 가한 즉시 늘어난 길이로 계산된다. 일정 하중의 작용하에서는 크리이프의 진행에 따라 시편의 단면적은 줄어지고 응력은 서서히 증가한다. 실제의 크리이프 실험은 응력 일정 상태에서 실험을 행해야 보다 더 정확한 결과를 얻을 수 있으나 실험상 여러가지 어려운 점이 많아 하중일정 상태에서 크리이프 실험

을 행하였다. 정상상태 크리이프 변형이 대부분 크리이프 변형을 차지하는 것을 감안할때 하중 일정 상태에서 크리이프 실험결과가 크리이프 특성을 설명하는데 타당한 것으로 기대된다. 정상상태 크리이프에서의 변형기구를 설명하기 위한 정크리이프의 실험조건은 Table 3에서 보는 바와 같이 일정온도에서 부가 응력조건을 변화시켜 대수 크리이프속도와 대수 응력과의 관계에 의해서 정상 크리이프 속도의 부가응력 의존성을 측정하였고 일정 부가응력에 대하여 온도조건을 변화시켜  $\ln \dot{\epsilon}_s - 1/T$ 의 관계에 의해서 활성화에너지를 측정하였다.

Table 3. Stress-temperature matrix

90(0.4 Tm)	10	12.5	15.1	17.2
100(0.41 Tm)	"	"	"	"
110(0.42 Tm)	"	"	"	"
120(0.43 Tm)	"	"	"	"
200(0.52 Tm)	8.13	8.51	8.91	9.55
210(0.53 Tm)	"	"	"	"
220(0.54 Tm)	"	"	"	"
230(0.55 Tm)	"	"	"	"
240(0.56 Tm)	"	"	"	"
280(0.61 Tm)	1.85	2.04	2.17	2.55
290(0.62 Tm)	"	"	"	"
300(0.63 Tm)	"	"	"	"
310(0.64 Tm)	"	"	"	"
320(0.65 Tm)	"	"	"	"
380(0.72 Tm)	1.53	1.66	1.78	1.91
390(0.73 Tm)	"	"	"	"
400(0.74 Tm)	"	"	"	"
410(0.75 Tm)	"	"	"	"
470(0.82 Tm)	0.64	0.76	0.89	1.02
480(0.83 Tm)	"	"	"	"
490(0.84 Tm)	"	"	"	"
500(0.85 Tm)	"	"	"	"

3-3. 내부응력의 측정

크리이프 시험중 어떤 시간 또는 연신에서 재료의 내부응력을 측정하는 방법에는 일반적으로 Fig.2와 같이 응력이완방법 (Stress transient dip test tech) 혹은 변형이완방법 (Strain transient dip test tech) 등으로 본 실험에는 전자의 방법을 사용했다. 이것은 시험중 가해지는 응력의 일부를 제거하여  $d\varepsilon/dt = 0$  인 응력을 찾는 시험으로 변형된 응력이 내부응력보다 크면  $d\varepsilon/dt > 0$  이며, 보다 작으면  $d\varepsilon/dt < 0$  이 된다.

하기 위하여 적용된 온도와 응력조건은 Table 3과 같고 응력지수 n값은 대수 변형률과 대수 부가응력의 관계에서 직선의 기울기로 표시된다. Fig2 ~ 6는 각각 90°C ~ 120°C, 200°C ~ 230°C 및 280°C ~ 310°C, 380°C ~ 410°C 및 470°C ~ 500°C에서 정상 크리이프 속도의 부가응력의 존성 (n)을 구하기 위하여 정상 크리이프 속도와 부가응력 사이의 관계를 나타낸 것이다. 여기서 보면 온도가 증가함에 따라 감소하는 경향이 나타났다. 이 결과에서 온도조건 90°C ~ 120°C, 응력조건 10 ~ 17.2 (Kg/mm<sup>2</sup>) 인 경우의 정

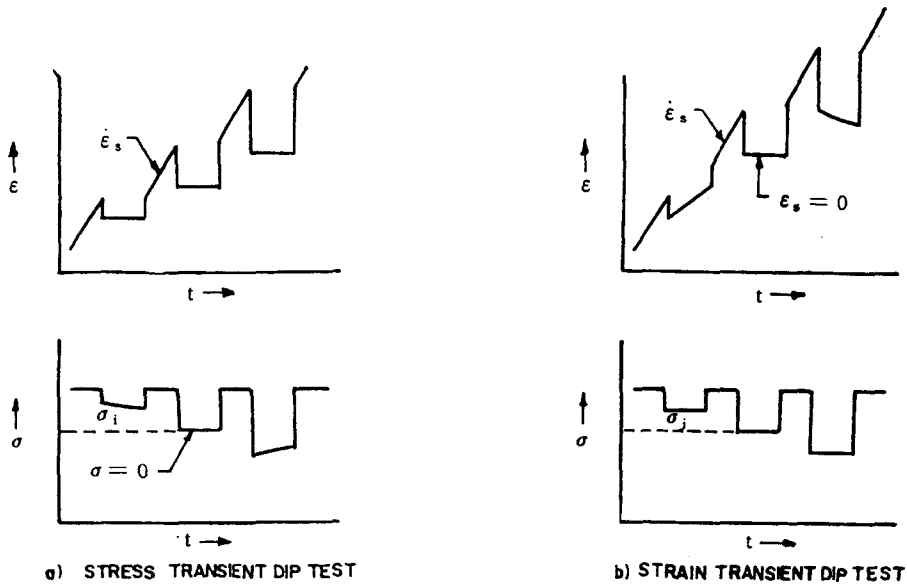


Fig.2. The schematic diagram of the dip test

또한 회복효과를 피하기 위해서 응력변화 후에 직접 측정되고 실험에 사용된 실험조건은 Table 3와 같다. 이때  $d\varepsilon/dt = 0$ 의 유지시간은 저온에서는 약 2시간, 고온에서는 약 20분 정도로 관찰했다.

4. 실험결과

정상 크리이프 속도의 부가응력 의존성을 구

상 크리이프속도와 부가응력과의 관계는 대수좌표에서 멱함수 법칙이 잘 만족하고 n값은 약 3.15로 나타났다. 온도조건 200°C ~ 230°C, 응력조건 8.13 ~ 9.55 (Kg/mm<sup>2</sup>), 온도조건 380°C ~ 410°C, 응력조건 1.53 ~ 1.91 (Kg/mm<sup>2</sup>) 인 경우의 정상상태 크리이프 속도와 부가응력 사이의 관계는 대수 좌표에서 멱함수법칙을 잘 만족하고 측정된 응력지수 n값은 Lagnebo-

rg<sup>13)</sup>, Weartman<sup>14)</sup>, Barrett와 Nix<sup>15)</sup>의 이론에서 설명한 정위상승이 변형을 주도할 때의 Al의 4~5의 값보다 높은 6.62의 값으로 나타났다. (Sherby와 Burke 연구의 제 II 영역)

이것은 석출물에 의한 흐름 응력의 증가로 추측되고 대부분의 석출경화합금의 경우 응력지수값이 5~15의 큰 값을 갖는 것이 실험적으로 측정되었다.

특히 SAP(Sintered Aluminum Powder), TD-Nikel(Ti<sub>2</sub>O<sub>3</sub> dispersed Ni) 또는 Ni-Cr계 합금과 같이 분산경화형 합금의 응력지수 n값이 40 이상인 것으로 알려지고 있다. 온도조건 470°C~500°C, 응력조건 0.62~1.02(Kg/mm<sup>2</sup>)에서는 Sherby와 Burke의 연구에서 언급된 제 I 영역이고 Nabarro-Herring과 Coble에 의해서 제안된 것으로 확산이 주로 변형을 주도할 경우 응력지수값 1에 가까운 1.1의 값으로 측정되었다. Jonas<sup>16)</sup>에 의해 해석된 바와 같이 만일 석출물과 전류의 작용에 의한 무열성분 (athermal component) 즉, 내부응력이  $\sigma_i$  이고 외부응력이  $\sigma_a$  라면 정상 크리이프 속도는 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_s = A \frac{\sigma_a^n}{G^{m-n}} \exp\left[-\frac{Q_s - (\sigma_a - \sigma_i)lb^2}{RT}\right] \dots (14)$$

여기서 A : 조직인자

G : 전단강성계수

l : 장애물간의 거리

Q<sub>s</sub>: 자기 확산에너지

이다. 저응력을 수반하는 낮은 크리이프 속도에서  $\sigma_a = \sigma_i$  이고 간단한 멱함수 관계가 존재한다. 즉,  $\dot{\epsilon}_s \propto \sigma_a^n$  이다. 높은 응력을 수반하는 다른 크리이프 속도에서는  $\sigma_a > \sigma_i$  이고 식 (14)에서 지수항의 길보기 응력지수를 지배한다.

0.4Tm~0.85Tm에 적용된 실험조건은 낮은 크리이프 속도를 일으키는 저응력이라는 점을 고려

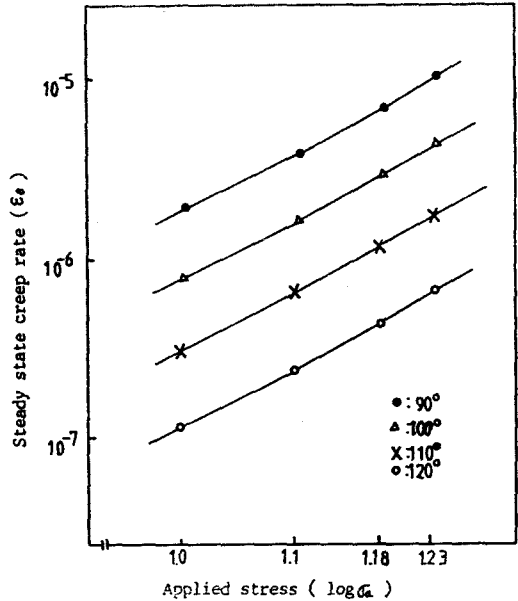


Fig. 3 Applied stress-dependence of creep rate for 90°C-120°C

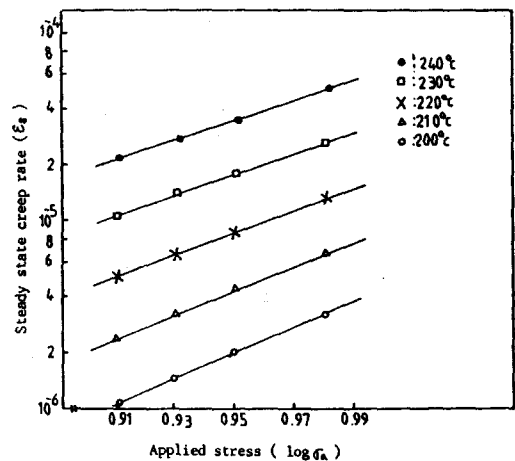


Fig. 4 Applied stress-dependence of creep rate for 250°C-240°C

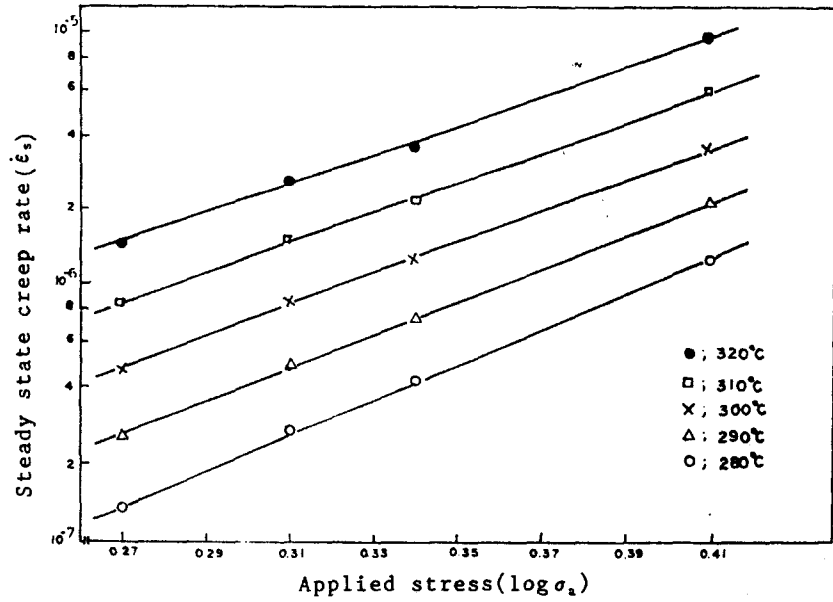


Fig. 5. Applied stress-dependence of creep rate for 280°C-320°C

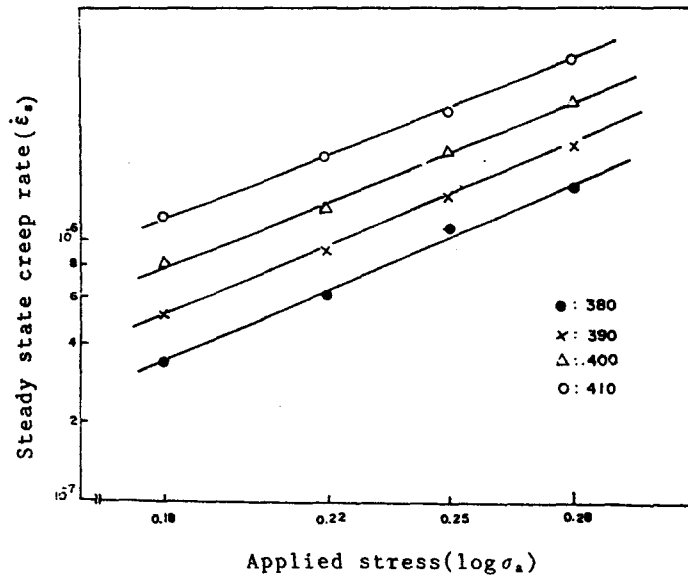


Fig. 6 Applied stress-dependence of creep rate for 380°C-410°C.



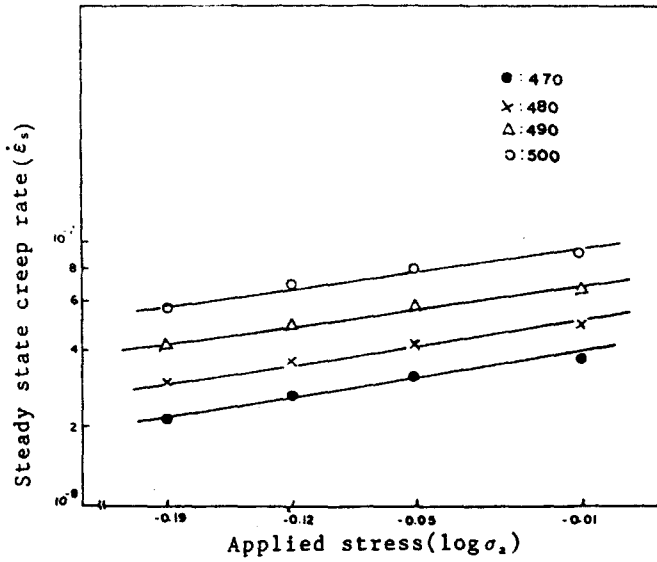


Fig. 7. Applied stress-dependence of Creep rate for 470C- 500C

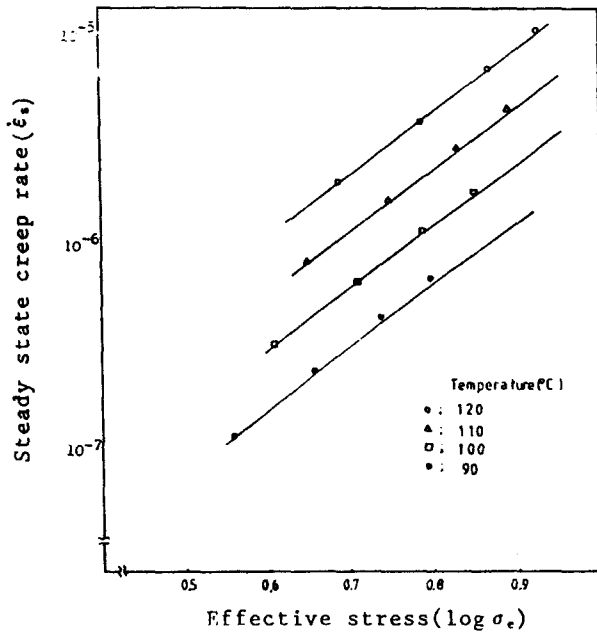


Fig 8 Effective stress-dependence of Creep rate for 90C-170C

할때 대수좌표에서의 크리이프 속도와 부가응력 사이의 관계가 직선으로 나타난다는 사실은  $\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n$ 으로 표시되는 멱함수 관계를 잘 만족함을 보여준다. Fig 7~11은 유효응력의존성( $n_0$ )와 값을 측정하기 위해서 온도범위 90°C~500°C에서의 크라이프 정상속도와 유효응력사이의 관계를 나타낸 것이다. 여기서 일정온도조건에서 내부응력을 제한값을 유효응력으로하고 이러한 대수유효응력과 대수 정상 크리이프 속도와의 관

계에서 구한 유효응력 의존성  $n_0$ 의 값은  $n$ 보다 적게 나타났다. 이러한 현상은 실험에 의하여 부하응력에서의 내부응력변화를 조사하고 내부응력의 부하응력 의존성 ( $d\sigma_i/d\sigma_a$ ) 및 부가응력과 의 비 ( $\sigma_i/\sigma_a$ )를 구해  $n$ 값 ( $N_{cale}$ )를 구하여 이것을 대수부가응력-대수정상 크리이프 속도 곡선에서 구한값 ( $n_{mess}$ )과 비교해서 서로 일치하면 부가응력지수  $n$ 는  $n_0$ ,  $d\sigma_i/d\sigma_a$ , 및  $\sigma_i/\sigma_a$ 의 함수관계로 나타내질 수 있다.

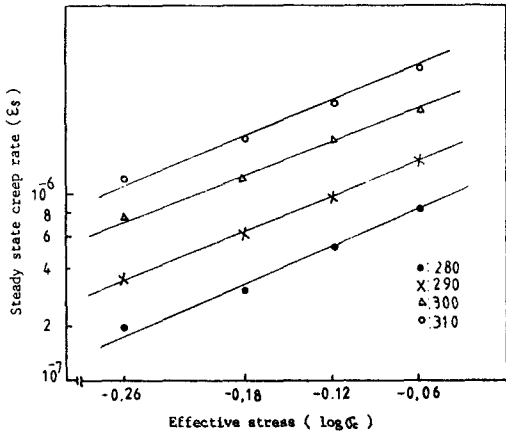


Fig. 9 Effective stress-dependence of Creep rate for 280°C-310°C

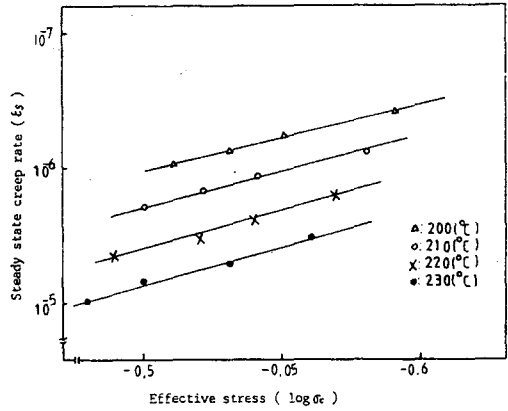


Fig. 10 Effective Stress-dependence of creep rate for 200°C - 230°C

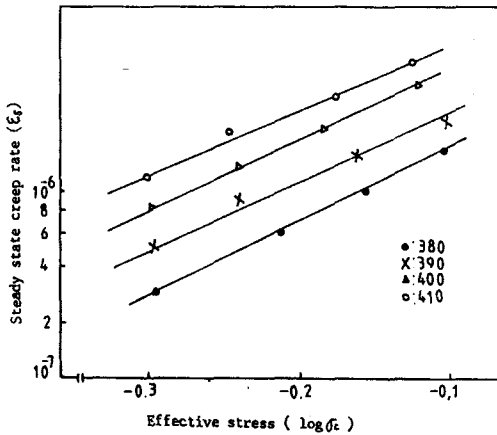


Fig. 11 Effective Stress-dependence of Creep rate for 380°C - 410°C

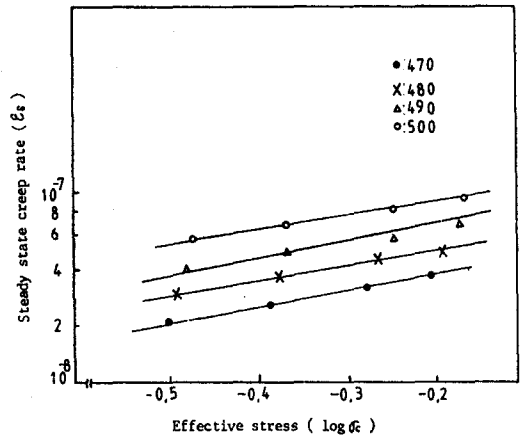


Fig. 12 Effective Stress-dependence of creep rate for 470°C - 500°C

Fig.12 ~ 15 은 여러 온도조건에서 내부응력과 부하응력의 관계를 나타내었고 여기서  $d\sigma_i / d\sigma_a$  및  $\sigma_i / \sigma_a$  의 값을 산출하여  $n_0$  를 고려하여 계산한  $n$  값 ( $n_{calc}$ ) 과 대수 부가 응력과 대수 정상상태 크리이프 속도의 관계에서 구한  $n$  값 ( $n_{mess}$ ) 의 관계를 Fig.16 에 표시했고 여기서 실측 응력지수  $n_{mess}$  는 계산에 의해서 구해진  $n_{calc}$  에 거의 대응하고 있어 정상크리이프 속도의 유효 응력의존성 ( $n_0$ ),  $d\sigma_i / d\sigma_a$  및  $\sigma_i / \sigma_a$  를 측정하여 정상크리이프 속도의 부가응력의존성 ( $n$ )

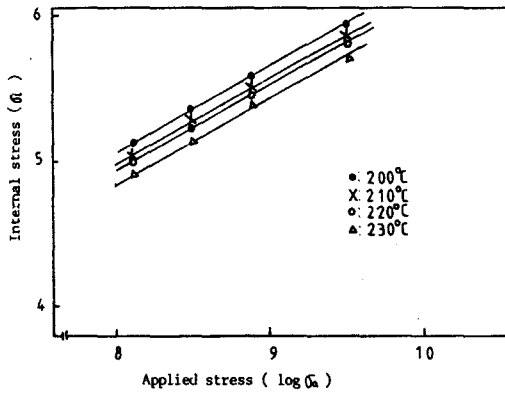


Fig.13 Internal stress dependence of the applied stress for 200 °C - 230 °C

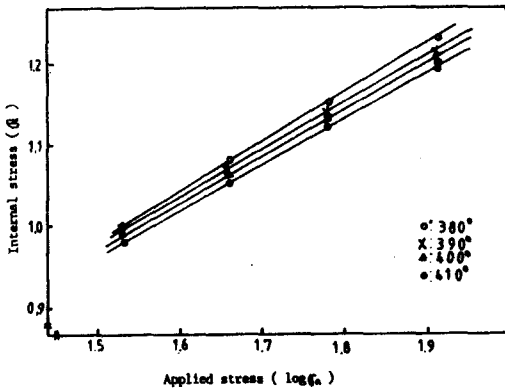


Fig.15 Internal stress dependence of the applied Stress for 380 °C - 410 °C

을 예측할 수 있다. 여기서 측정된 부가 응력과 내부응력 사이의 관계는 90°C ~ 320°C 온도조건

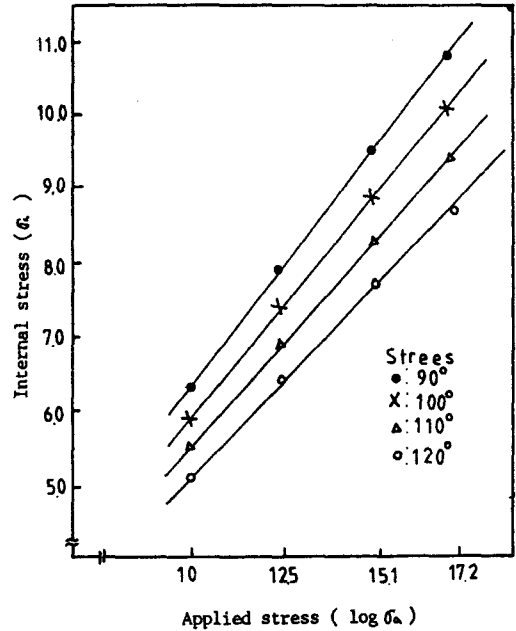


Fig.14 Internal stress dependence of the applied stress for 90 °C - 120 °C

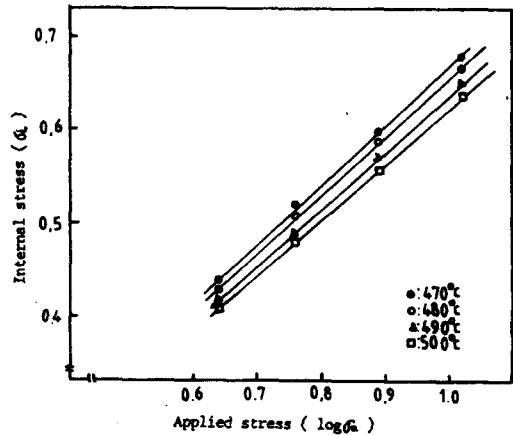


Fig.16 Internal Stress dependence of the applied Stress for 470 °C - 500 °C

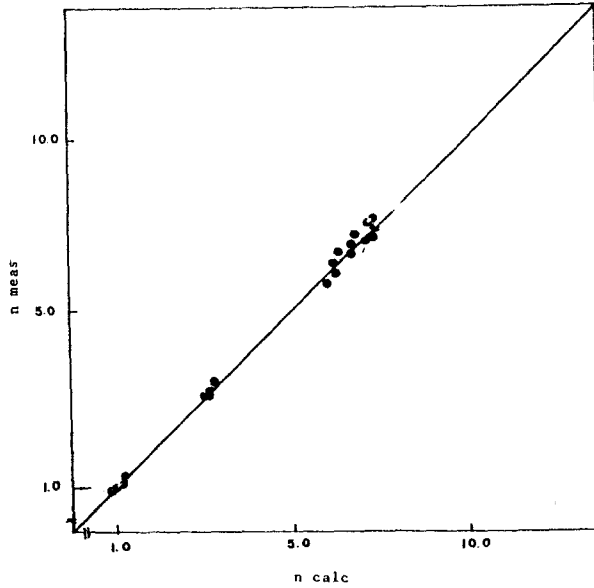


Fig. 17 Relation Ship between measured and Calcalated nvalue by using Eq.(2-16)

에서  $\sigma_i = (0.55 \sim 0.65) \cdot \sigma_a$ 의 관계로 나타났고

정상크리이프 속도의 부가응력의존성 ( $n_0$ )의비,  $n/n_0$ 의 온도의존성은 온도가 증가함에 따라 증가하여 이것은 온도가 증가함에 따라  $d\sigma_i/d\sigma_a$ 가  $\sigma_i/\sigma_a$ 보다 작게 된다는 것을 알수 있다.

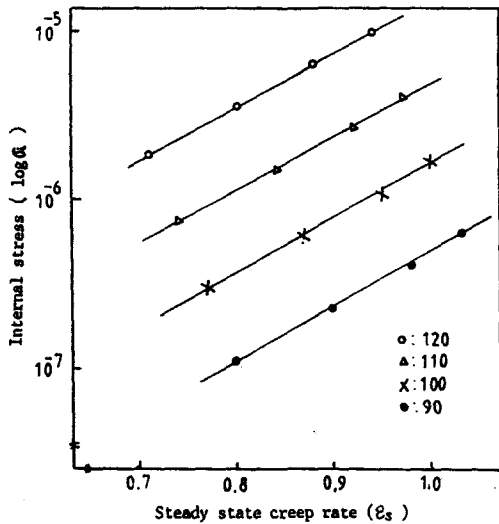


Fig. 18 Relatin between the steady state creep rate and the internal stress for 90°C-120°C

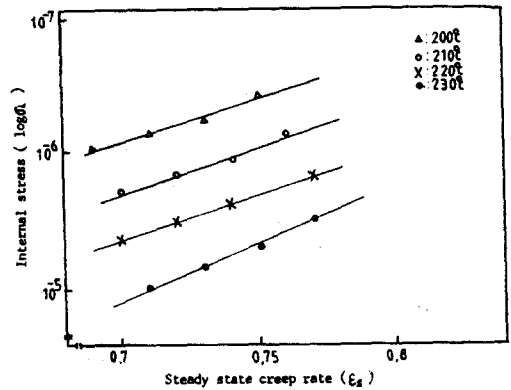


Fig. 19 Relation between the Steady State Creep rate and the internal stress for 200°C - 240°C

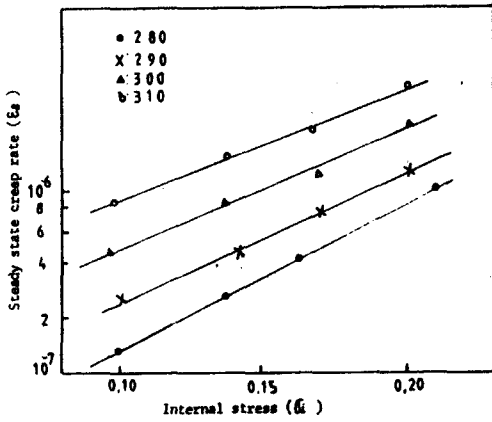


Fig. 20 Relation between the steady state Creep rate and the internal stress for 280 °C - 310 °C

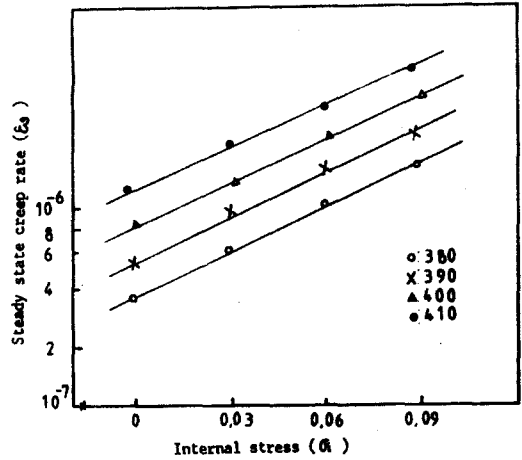


Fig. 21 Relation between the steady Creep rate and the internal Stress for 380 °C - 410 °C

Fig. 17 ~ 20는 정상크리이프 속도에 대한 내부 응력의존성을  $(m+1)$  구하기 위해 대수 정상 크리이프 속도와 대수 내부응력과의 관계를 나타낸 것이다. 여기서 계산된 정공동의 초기면적  $A_0$ 는 7.11의 값을 갖는다.

Fig. 21은 파단수명의 응력의존성  $n$  값을 구하기 위해 파단수명과 응력사이의 관계를 나타낸 것으로 파단시간의 응력의존성 ( $n'$ ) 값은 대수파단시간과 대수응력그래프에서 직선의 기울기로 표시된다. 여기서  $n'$  값은 약 5.5 ~ 7.0으로 정상상태 크리이프 속도에 대한 응력의존성  $n$ 의 범위 5.8 ~ 6.9와 거의 같은 값으로 계산되었다. 그러므로 파단시간의 응력의존성  $n'$ 는

$$n_0 \left[ 1 - \left( \frac{d\sigma_t}{d\sigma_e} \right) \right]_{T_1} / \left( 1 - \frac{\sigma_t}{\sigma_e} \right)_{T_1} \text{ 으로 표시됨을}$$

보여준다.

## 5. 결 론

1. 온도 90 °C ~ 120 °C, 응력 10 ~ 17.2 (Kg/mm<sup>2</sup>) 조건에서 측정된 응력지수  $n$  값은 약 3.15

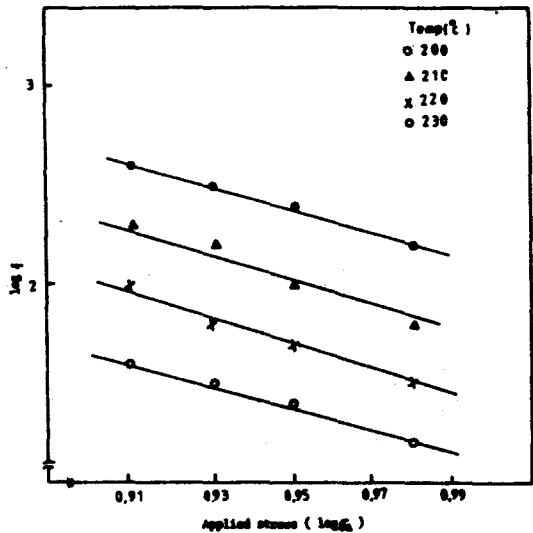


Fig. 22 Relationship between time to fracture and Stress for 200 °C - 230 °C

이다.

2. 온도조건 200 °C ~ 230 °C, 응력조건 8.13 ~ 9.55 (Kg/mm<sup>2</sup>), 온도조건 280 °C ~ 310 °C 응력조건 1.85 ~ 2.55 (Kg/mm<sup>2</sup>) 및 온도조건 380 °C ~ 410 °C 응력조건 1.53 ~ 1.91 (Kg/mm<sup>2</sup>) 인 조건에서 측정된 응력지수 값을 각각 6.19 6.51

및 6.62로서 전위상승이 변형을 주도할 때의 응력의존성값 5보다 약간 높게 나타났다.

3. 온도조건 470℃~500℃, 응력조건 0.62~1.02(Kgf/mm<sup>2</sup>)에서의 응력지수 n값은 확산이 주로 변형을 주도할 경우의 1에 가까운 1.1의 값으로 측정되었다.

4. 90℃~500℃의 온도조건에서 여러가지  $\sigma_a$ 와  $\sigma_i$ 의 자료로부터  $d\sigma_i/d\sigma_a$  및  $\sigma_i/\sigma_a$ 를 구하여 계산한  $n_{calc}$  값과 실제로 측정한  $n_{meas}$  값은 서로 잘 일치하였다.

5. 파단시간의 응력의존성 ( $n'$ ) 값은 200℃~240℃에서 대수파단시간과 대수응력 그래프에 속도에 대한 대수 응력의존성 n값과 거의 같은 6.3으로 나타났다.

6. 크리이프 파단수명은 다음과 같이 외부응력에 의한 비열적 과정으로 어떤 주어진 응력상태에서 재료의 외부응력과 내부응력의 비 및 증분에 의해 파단수명을 표시할 수 있다.

$$\tau_f = A\sigma_a \left\{ n_0 \left( 1 - \frac{d\sigma_i}{d\sigma_a} \right) / \left( 1 - \frac{\sigma_i}{\sigma_a} \right) \right\} \cdot e \times p \left( \frac{Q}{RT} \right)$$

#### 참 고 문 헌

1. Larson, F.R., and Miller J., Trans. ASME, Vol. 74, 1952, p.765.
2. Orr, R.L., Sherby, O.D., and Dorn, J.E., Trans. ASM, Vol.46, 1954, p.113.

3. Grounes, M., ASME Journal of Basic Engineering, 1969.
4. G.J.D. Ranucci, E. Picco, and P.M. Strocchi, Metallurgical Trans. A, Vol. 14A, November 1983, p.2329-2335.
5. J.E. Dorn, J. Mech. Phys. Solids, 3 (1955), p.85
6. O.D. Sherby and P.M. Burke, Progress Mater. Sci., 13 (1967), p.325
7. K. Towa, H. Yoshinaga and S. Morozmi, Trans. Jpn., 18 (1976), p.820.
8. 幸島誠一, 鐵と鋼, 65 (1979), p.820
9. 及川洪, 佐伯眞事, 鐵と鋼 65 (1979), p.843
10. S. Purushothaman and J.K. Tien, Acta Metall., 26 (1978), p.519
11. A.A. Solomon, Rev. Scient Instrum. 40, 1025 (1969)
12. C.N. Ahlquist and W.D. Nix, Scripta Met. 3, 679 (1969)
13. R. Lagneborg: Met. Sci. J., 6 (1969), 127
14. J. Weertman: J. Appl. Phys., 28 (1957), 196
15. C.R. Barrett and W.D. Nix: Acta Met., 13 (1965), 1247
16. J.J. Jonas: "Acta Metallurgica", Vol.17, p.397-405, 1969.