

<論 文>

## 2024 Al 合金의 高溫 定常 크리이프 變形速度와 크리이프 破斷壽命에 관한 研究

吳世旭\* · 朴卿東\*\* · 姜相薰\*\*\* · 朴寅錫\*\*\*\*

(1988年 2月 5日 接受)

### The Steady-State Creep Rate and Creep-Rupture Life of 2024 Al Alloy at High Temperature

S.W. Oh, K.D. Park, S.H. Kang and I.S. Park

**Key Words :** Steady-State Creep Rate(定常크리이프 變形速度), Creep-Rupture Life(크리이프 破斷壽命), Time-Temperature Parameter(時間-溫度 媒介變數), Minimum-Commitment Method(最小拘速法), Self-Diffusion(自己擴散), Activation Energy(活性化에너지), Dislocation Climb(轉位上昇), Dislocation Glide(轉位滑走)

#### Abstract

Constant load creep tests have been carried out over a range of stresses at high temperatures. The experimental equations of the steady-state creep rate and creep-rupture life were respectively found to be related to the normalized applied-stress and temperature as

$$\ln \dot{\epsilon}_s = 6.10 \ln \frac{\sigma}{E_T} - 12.81 \times 10^3 \frac{1}{T} + 15.98 \quad (hr^{-1})$$

$$\ln t_R = -6.24 \ln \frac{\sigma}{E_T} + 15.08 \times 10^3 \frac{1}{T} - 23.66 \quad (hr)$$

and the equation of creep-rupture life had a good agreement with the expression of the Minimum-Commitment Method (MCM). However, the relationship between the steady-state creep rate and the creep-rupture life, noted by Monkman and Grant,

$$\ln t_R = m \ln \dot{\epsilon}_s + b$$

made a considerable deviation against the present creep-rupture data. It is believed that this problem is to be discussed and investigated continually.

#### 記 號 說 明

$A, A', A'', B, B', C, C', \alpha, \beta, b, b', m, n, n'$  : 材料常數

$E$  : 常溫彈性係數

$E_T$  : 溫度補正彈性係數

$\epsilon$  : 크리이프變形率

$\dot{\epsilon}_s$  : 正常크리이프 變形速度

$Q_{sd}$  : 自己擴散의 活性化에너지

$Q_c$  : 크리이프의 活性化에너지

$Q_g$  : 轉位滑走의 活性化에너지

$R$  : 氣體常數

$T$  : 절대온도 (°K)

$T_m$  : 용융온도 (°K)

$t_R$  : 크리이프 破斷壽命

\*正會員, 東亞大學校 工科大学 機械工學科

\*\*正會員, 釜山工業大學 機械工學科

\*\*\*正會員, 東亞大學校 大學院

\*\*\*\*正會員, 韓國動力資源研究所

## 1. 서 론

自動車나 航空機의 엔진, 發電所의 터빈, 原子爐 部品 등과 같이 現存될리 使用되고 있는 各種 機械 裝置들의 主要部分들은 相當한 高溫下에서 使用되고 있으며, 效率를 向上시키기 위하여 그 使用溫度가 더욱더 高溫化하는 傾向에 따라 最近, 材料의 高溫 強度, 特히 高溫 크리이프(creep) 強度에 對한 많은 研究가 활발하게 이루어지고 있다.

크리이프에 對한 研究는 궁극적으로 주어진 溫度 및 應力狀態에 있어서 材料의 크리이프 限度 및 壽命을 예측하여 最適設計條件을 결정하는데 있으며, 크리이프 壽命의 대부분은 正常크리이프 기간에 해당되므로 正常크리이프 變形中の 어느 時點까지를 材料의 使用限界로 정하게 된다. 보통 10<sup>5</sup>時間後에 크리이프變形 또는 變形速度가 어떤 값에 도달하게 되는 應力은 크리이프 限度(creep limit)로 規定하고 있지만 10<sup>5</sup>時間은 約 11.4년에 해당되며 이러한 長時間동안 實驗을 계속하는 것은 不可能하므로 比較的 短時間의 實驗에서 求한 實驗結果를 이용한 外挿法에 의하여 크리이프 限度나 壽命을 예측하게 된다.

크리이프 壽命豫測方法으로는 여러가지 時間-溫度 媒介變數法(time-temperature parametric method; TTP)<sup>(1~3)</sup>과 最小拘束法(minimum-commitment method; MCM)<sup>(4)</sup> 등이 비교적 널리 이용되고 있으며, 크리이프 變形條件에 따라 여러가지 새로운 방법들이 계속 연구 보고 되고 있으나 아직도 만족할만한 一般論에 이르지 못하고 있다.

本 研究는 주로 航空機의 構造物用으로 使用되고 있는 소위 超듀랄루민이라 불리는 産業用 2024Al 合金에 대하여 3~5kg/mm<sup>2</sup>의 應力範圍 및 0.6~0.7T<sub>m</sub>의 溫度範圍에서의 高溫크리이프 試驗을 통하여 高溫定常크리이프 變形速度 및 크리이프 破斷壽命에 대하여 살펴보고자 한다.

## 2. 크리이프 變形速度 및 破斷壽命

### 2.1 高溫 定常크리이프 變形速度

크리이프 變形速度에 대한 方程式은 크리이프 變形機構에 따라 각각 다르게 表現되지만, 高溫 크리이프 變形은 주로 擴散에 의한 熱的活性化 課程이

므로 高溫 定常크리이프 變形速度는 空孔(vacancy)의 擴散에 의한 刃狀轉位(edge-dislocation)의 上昇(climb) 運動에 의하여 主導되며, 다음 式으로 表示된다<sup>(5,6)</sup>.

$$\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n \exp\left(-\frac{Q_{sd}}{RT}\right) \quad (1)$$

그런데 本 材料는 時効處理에 의하여 CuAl<sub>2</sub> 및 Al<sub>13</sub>Cu<sub>7</sub>Mg<sub>8</sub> 등의 析出物이 석출된 析出硬化合金이므로 이들 析出粒子들이 轉位滑走(dislocation glide)의 장애물로 작용하여 석출입자 주위에 Orowan型的 轉位루우프(loop)가 形成되고 이 루우프의 증가에 따라 加工硬化가 일어나며 變形이 어렵게 된다. 그러나 負荷應力の 증가에 의하여 轉位루우프는 析出物을 破壞 또는 移動시키고 滑走를 再開하거나 溫度의 증가에 의한 熱的活性化作用의 도움으로 滑走轉位가 析出粒子에 捕捉되지 않고 이를 뛰어넘게 되어 轉位の 滑走가 再開되어 크리이프 變形이 일어나게 된다.

따라서 本 材料의 主要한 크리이프 變形機構는 自己擴散에 의한 刃狀轉位の 上昇運動과 析出物에 捕捉된 轉位루우프가 外力, 즉 負荷應力에 의하여 析出物을 破壞 또는 移動시키거나 熱的活性化作用의 도움으로 析出物을 뛰어넘는 轉位滑走가 동시에 發生하는 것으로 생각 할 수 있으며, 이와같이 여러가지 變形機構가 相互依存的으로 同時에 發生하는 경우 크리이프의 活性化에너지는 각 變形機構의 活性化에너지의 平均으로 表示할 수 있다<sup>(7)</sup>. 즉,

$$Q_c = (Q_{sd} + Q_g) / 2 \quad (2)$$

로 된다.

또한 溫度에 따라 材料의 彈性係數가 變化하므로 각 試驗溫度에서의 負荷應力の 영향을 標準化 하기 위하여 負荷應力  $\sigma$  대신 溫度를 補正한 試驗溫度에서의 實際 彈性係數  $E_T$ 로 負荷應力을 나눈 標準化 負荷應力  $\sigma/E_T$ 를 利用하여 式 (1)을 고쳐쓰면

$$\dot{\epsilon}_s = A'(\sigma/E_T)^n \exp(-Q_c/RT) \quad (3)$$

으로 된다.

### 2.2 高溫 크리이프 壽命

最近 短時間의 크리이프 破斷試驗을 통하여 그 結果를 外挿法에 의하여 長時間의 크리이프 壽命을 豫測하기 위한 여러가지 方法들이 제안되고 있으나 비교적 오차가 작고 널리 使用되고 있는 方法으로는 時間-溫度 媒介變數法(TTP)과 最小拘束法(MCM)이 있다.

그러나 時間-溫度 媒介變數들은 一定應力下에서 크리이프 破斷壽命과 溫度의 관계가 線形이고 各等應力線들이 一點에서 만나거나 平行해야 하는 등의 拘束條件들이 따르며 實驗結果에 따라서는 이러한 拘束條件들이 만족되지 않는 경우도 있으므로 이러한 경우에는 이들 媒介變數法에 의하여 外插法을 적용하면 상당히 큰 오차가 생기게 된다.

따라서 1971年 Manson과 Ensign<sup>(4)</sup> 등은 이러한 拘束條件를 最小化하여 모든 경우의 實驗結果에 대하여 一般的으로 적용될 수 있는 새로운 媒介變數法으로 소위 最小拘束法(MCM)을 제안하였다. 즉

$$[1 + \beta P(T)] \ln t_R + P(T) = G(\ln \sigma) \quad (4)$$

로 표시되며  $P$ 와  $G$ 는 각각 溫度 및 應力の 函數이다. 이 식은 材料常數  $\beta$ 의 값에 따라 위의 여러 가지 時間-溫度 媒介變數로 變換될 수 있으며 函數  $P(T)$ 와  $G(\ln \sigma)$ 는 實驗結果로부터 직접 산술적으로 結定되는 값이므로 이 식은 각 實驗結果에 대한 가장 적당한 媒介變數가 되며 最近의 많은 研究에서 이 식을 이용한 비교적 精確한 크리이프 破斷壽命豫測이 보고되고 있다.

그러나 크리이프 條件이나 材料에 따라서는 보다 精確한 壽命豫測方法들이 계속해서 研究報告되고 있으나 아직 一般化되지는 못한 실정에 있다.

### 3. 實驗方法

#### 3.1 試驗片

本 研究에서 使用한 크리이프 試驗片은 産業用 2024 Al 合金을 NC선반으로 Fig. 1과 같이 加工하여 490±5°C의 鹽浴에서 30분간 固溶體化處理한 다음 180~190°C의 爐中에서 12시간 人工時効로 CuAl<sub>2</sub> 및 Al<sub>13</sub>Cu<sub>7</sub>Mg<sub>8</sub> 등의 析出物을 석출시켜 析出硬化 하였다. 본 試料의 化學組成 및 機械的性質은 각각 Table 1 및 2와 같다.

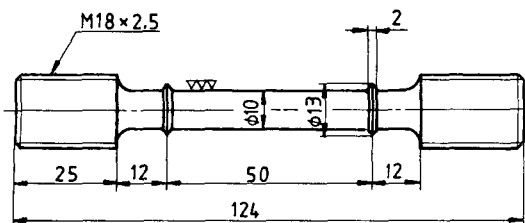


Fig. 1 Creep test specimen

Table 1 Chemical composition (wt%)

Al	Cu	Mg	Mn	Pb	Fe	Si
Bal	4.15	1.51	0.54	0.27	0.18	0.12

Table 2 Mechanical properties

Yield strength		Tensile strength		Elong. (%)	Hard. (H <sub>B</sub> )
kg/mm <sup>2</sup>	MPa	kg/mm <sup>2</sup>	MPa		
39.4	386.1	43.3	424.3	9.9	120.6

#### 3.2 實驗裝置 및 方法

크리이프 試驗機는 最大使用荷重 3톤, 最高使用 爐溫 850°C, 레버比 20:1인 東京試驗機製作所의 모델 CRL-3000을 사용하였으며 設定된 爐溫은 自動溫度調節裝置와 디지를 멀티미터에 의하여 室內溫度를 補正하여 ±2°C 이내로 유지 가능하며, 試驗片의 變形은 디지를 延伸計와 차트에 爐溫 및 試驗片 溫度와 함께 自動적으로 기록된다. 또한 必要에 따라 延伸指示計에서 읽을 수 없는 0.5×10<sup>-5</sup> (%) 이하의 微小變形은 애널로그로 판독하기 위하여 LVDT 延伸計에 X-Y 기록계를 연결하여 사용하였다.

一定荷重下에서 크리이프 變形이 증가함에 따라 試驗片의 斷面積이 감소하므로 시험편에 작용하는 실제 負荷應力은 증가하게 된다. 즉, 初期應力을  $\sigma_0$ , 네킹(necking)이 발생하기 前의 任意의 微小變形  $\epsilon$ 後의 實際應力을  $\sigma$ 라 하면

$$\sigma = \sigma_0 / (1 - \epsilon) \quad (5)$$

으로 되고 變形率  $\epsilon$ 은 數式的으로 복잡하게 표시되므로 실제로 定荷重크리이프 試驗을 定應力 크리이프 試驗으로 解釋하려면 매우 복잡하게 된다. 그런데 본 研究에서는 1단계 크리이프 變形 기간이 매우 짧고 변형 초기에 곧 定常크리이프 상태에 도달하므로 定常크리이프 變形率 測定時의 負荷應力은 초기應력과 거의 一致한다. 그러나 크리이프 破斷壽命과 應力과의 관계에서는 變形에 따른 負荷應力の 變化를 고려하지 않았기 때문에 追後 定應力 크리이프 試驗에 의하여 충분히 檢討補完되어야 할 것으로 생각된다.

또한 溫度를 補正한 高溫彈性係數의 測定은 財滿鎮雄<sup>(8)</sup> 등의 超音波法에 의한 測定值를 참고하였다.

4. 實驗結果 및 考察

4.1 定常크리이프 變形速度的 應力 및

溫度 依存性

試驗溫度 및 應力條件에 따라 크리이프 破斷試驗을 통하여 測定한 定常크리이프 變形速度 및 크리이프 破斷壽命은 Table 3과 같다.

Table 3의 實驗結果로 부터 試驗溫度에 따라 定常크리이프 變形速度和 負荷應力과의 關係를 圖示하면 Fig. 2와 같이 되고 實驗結果를 最小自乘法에 의하여 線形化하여 각 等溫線의 方程式을 求하면

$$\left. \begin{aligned} 275^{\circ}\text{C} : \ln \dot{\epsilon}_s &= 5.63 \ln(\sigma/E_T) - 7.34 \\ 300^{\circ}\text{C} : \ln \dot{\epsilon}_s &= 6.57 \ln(\sigma/E_T) - 6.41 \\ 320^{\circ}\text{C} : \ln \dot{\epsilon}_s &= 5.72 \ln(\sigma/E_T) - 6.06 \\ 340^{\circ}\text{C} : \ln \dot{\epsilon}_s &= 6.49 \ln(\sigma/E_T) - 4.72 \end{aligned} \right\} (6)$$

으로 표시된다. 각 等溫線의 平均 기울기, 즉 負荷 應力指數  $n$ 는 6.10이 되고  $\ln \dot{\epsilon}_s$ 軸과의 切片은 溫度의 函數가 되므로 다시 溫度와 切片과의 關係를 線形化하여 直線의 方程式을 求하면

$$F(T) = -12.81 \times 10^3 \frac{1}{T} + 15.98 \quad (7)$$

이 되므로 式 (6)을 고쳐쓰면

$$\ln \dot{\epsilon}_s = 6.10 \ln(\sigma/E_T) - 12.81 \times 10^3 \frac{1}{T} + 15.98 \quad (8)$$

으로 되며 이 式은 試驗溫度 및 應力條件으로 부터 직접 定常크리이프 變形速度를 求할 수 있는 實驗

Table 3 Experimental results of steady-state creep rate and creep-rupture life

T(°C)	σ(kg/mm²)	ε̇s(hr⁻¹)	t <sub>r</sub> (hr)
275	4.08	3.80 × 10 <sup>-5</sup>	—
	4.33	5.20 × 10 <sup>-5</sup>	—
	4.59	7.38 × 10 <sup>-5</sup>	635
	4.84	9.72 × 10 <sup>-5</sup>	398
	5.10	1.37 × 10 <sup>-4</sup>	295
300	3.82	4.68 × 10 <sup>-5</sup>	494
	4.08	7.06 × 10 <sup>-5</sup>	352
	4.33	9.76 × 10 <sup>-5</sup>	234
	4.59	1.33 × 10 <sup>-4</sup>	154
320	4.84	2.23 × 10 <sup>-4</sup>	119
	3.57	8.00 × 10 <sup>-5</sup>	207
	3.82	1.10 × 10 <sup>-4</sup>	163
	4.08	1.58 × 10 <sup>-4</sup>	132
340	4.33	2.17 × 10 <sup>-4</sup>	90
	3.57	1.79 × 10 <sup>-4</sup>	85
	3.82	2.22 × 10 <sup>-4</sup>	51
	4.08	4.12 × 10 <sup>-4</sup>	33

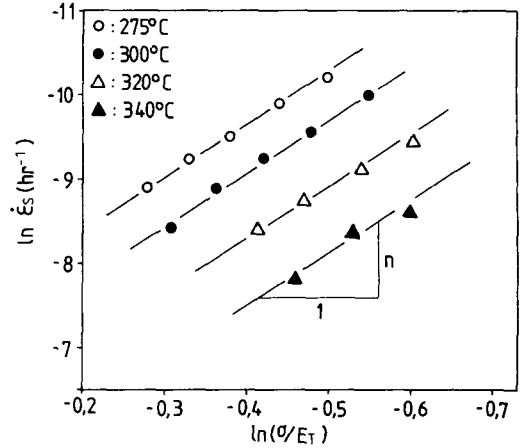


Fig. 2 Relationship between steady-state creep rate and normalized applied-stress at constant temperature

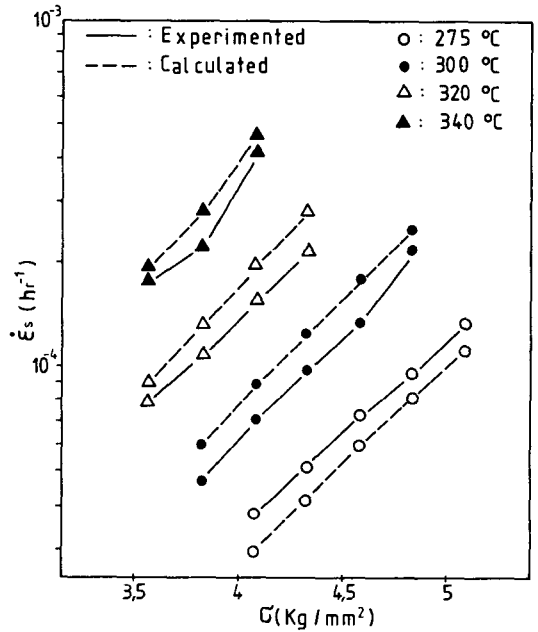


Fig. 3 Comparison of steady-state creep rate between the calculated and the experimented

式이 된다. Fig. 3은 각 試驗條件에 따라 式 (8)로 부터 求한 定常크리이프 變形速度的 計算値와 實驗値와의 比較로써 다소의 오차는 있으나 전체적으로 比較的 잘 一致하는 것으로 나타났다.

또한 式 (8)을 一般化하면

$$\ln \dot{\epsilon}_s = n \ln(\sigma/E_T) + (B/T) + C \quad (8')$$

으로 되고 다시 指數式으로 고쳐쓰면

$$\dot{\epsilon}_s = A''(\sigma/E_T)^n \exp(B/T) \quad (8'')$$

가 되어 결국 式 (3)과 같은 式이 되며 따라서 式 (3)이 본 재료의 高溫 定常크리이프 變形速度를 나타내는데 적당한 방정식임을 알 수 있다.

### 4.2 定常크리이프 變形速度와 크리이프

#### 破斷壽命과의 관계

크리이프 破斷壽命의 대부분은 定常크리이프 기간에 해당되므로 크리이프 破斷壽命은 定常크리이프 變形速度와 밀접한 관계가 있으며 Monkman과 Grant<sup>(9)</sup> 등은 實驗的으로

$$\ln t_R = m \ln \dot{\epsilon}_s + b \quad (9)$$

의 관계가 있음을 제안하였으며 White와 LeMay<sup>(10)</sup> 등은 복잡한 産業用 合金에 대하여 實驗的으로 이 式이 有效함을 입증하였다.

Fig. 4는 본 연구에서의 實驗結果를 式 (9)에 의하여 圖示한 것으로서  $\ln t_R$ 와  $\ln \dot{\epsilon}_s$ 의 관계가 넓은 分散幅을 보이고 있으며 最小自乘法에 의하여 線形化하여 직선의 방정식을 구하면

$$\ln t_R = -1.35 \ln \dot{\epsilon}_s - 6.92 \text{ (hr)} \quad (9')$$

으로 되고, 이 式으로 부터 크리이프 破斷壽命을 구하면 300° 및 320°C의 중간 溫度範圍에서는 實驗値와 비교적 근사한 경향을 보이나 275°C에서는 過小評價되고 340°C에서는 過大評價되는 것으로 나타났으며, 이것은 式 (9)가 試驗條件, 특히 溫度에 依存함을 나타낸다.

式 (9)에 의하면 定常크리이프 變形速度만 같으면 溫度나 應力등의 試驗條件에 관계없이 一定한 크리이프 破斷壽命이 얻어지게 되지만, 크리이프 變形速度는 一般的으로 溫度와 應力에 比例하는 關係가 있으므로 溫度와 應力を 適當히 調節하면 같은 定常크리이프 變形速度를 주는 溫度와 應力과의 관계는 얼마든지 存在할 수 있으며, 이러한 溫度나 應力條件에 따라서 크리이프 變形機構가 달라지므로 같은 定常크리이프 變形速度下에서도 크리이프 變形段階別 變形量과 持續時間등이 다르게 되어 결국 크리이프 破斷壽命 역시 다르게 나타날 것이다. 따라서 式 (9)에 대해서는 材料나 試驗條件들을 고려한 材料科學的인 측면에서의 理論的인 뒷받침에 의하여 충분히 再檢討 되어야 할 것으로 생각된다.

### 4.3 크리이프 破斷壽命의 應力 및 溫度依存性

Table 3의 實驗結果로 부터 각 試驗溫度에 대하여 크리이프 破斷壽命과 負荷應力과의 關係를 圖示

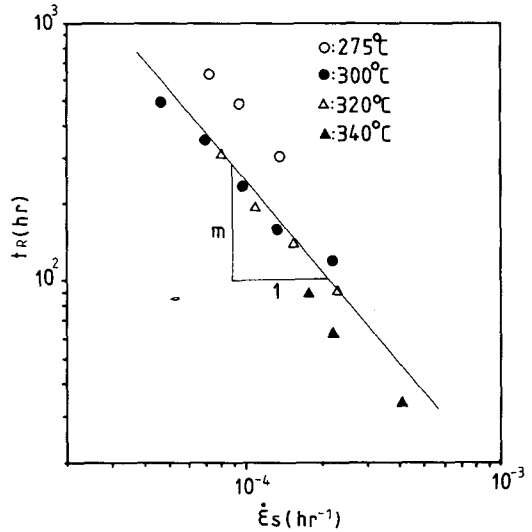


Fig. 4 Relationship between creep-rupture life and steady-state creep rate.

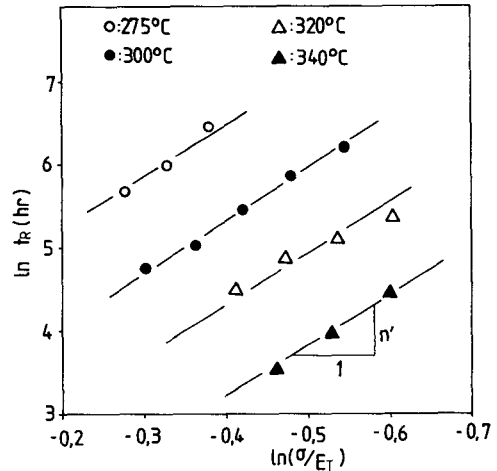


Fig. 5 Relationship between creep-rupture life and normalized applied-stress at constant temperature

하면 Fig. 5와 같이 된다. 最小自乘法에 의하여 線形化하여 각 等溫線의 方程式을 구하면

$$\left. \begin{aligned} 275^\circ\text{C} : \ln t_R &= -7.36 \ln(\sigma/E_T) + 3.56 \\ 300^\circ\text{C} : \ln t_R &= -6.18 \ln(\sigma/E_T) + 2.83 \\ 320^\circ\text{C} : \ln t_R &= -4.16 \ln(\sigma/E_T) + 2.86 \\ 340^\circ\text{C} : \ln t_R &= -7.24 \ln(\sigma/E_T) + 0.07 \end{aligned} \right\} (10)$$

로 된다. 각 等溫線의 平均 기울기  $n'$ 은  $-6.24$ 가 되고  $\ln t_R$ 軸의 切片은 溫度의 函數이므로 다시 線形化하여 직선의 方程式을 구하면

$$F'(T) = 15.08 \times 10^3 \frac{1}{T} - 23.66 \quad (11)$$

으로 되어 식 (10)을 고쳐쓰면

$$\begin{aligned} \ln t_R &= -6.24 \ln(\sigma/E_T) \\ &+ 15.08 \times 10^3 \frac{1}{T} - 23.66 \end{aligned} \quad (12)$$

이 되어 이 식은 시험 온도와 응력으로 부터 직접 크리프 破斷壽命을 구할수 있는 實驗式이 된다.

Fig. 6은 식 (12)로 부터 구한 크리프 破斷壽命의 計算値와 實驗値를 비교한 것으로써 全 試驗範圍에 걸쳐서 잘 一致하고 있음을 보여준다.

그런데 最小拘束法(MCM)을 나타내는 식 (4)로부터 材料常數 β가 0이 되는 특별한 경우를 생각하면 식 (4)는

$$\ln t_R = G(\ln \sigma) - P(T) \quad (4')$$

으로 되고 負荷應力 σ 대신 標準化應力 σ/E<sub>T</sub>를 사용하여 一定溫度下에서 ln t<sub>R</sub>와 ln(σ/E<sub>T</sub>)의 사이에 線形關係가 있다고 하면 식 (4')은 다시

$$\ln t_R = n' \ln(\sigma/E_T) - P(T) + b' \quad (4'')$$

이 되고 또 이 식에서 새로운 온도의 函數 P'(T)를

$$P'(T) = -P(T) + b' = \frac{B'}{T} + C' \quad (13)$$

라 두고 식 (4'')을 다시 고쳐쓰면

$$\ln t_R = n' \ln(\sigma/E_T) + \frac{B'}{T} + C' \quad (4''')$$

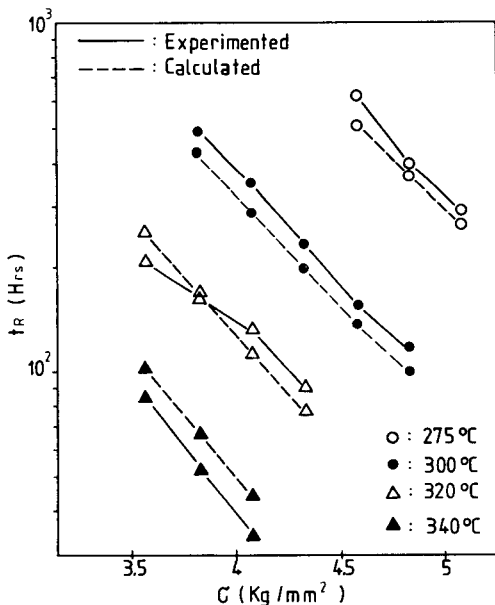


Fig. 6 Comparison of creep-rupture life between the calculated and the experimented

으로 되어 이 식은 식 (12)의 一般式이 되므로 결국 식 (12)는 最小拘束法(MCM)과 一致하게 된다.

따라서 각 試驗條件에 대하여 크리프 破斷壽命과 應力 및 溫度와의 적절한 函數關係를 구하면 결국 最小拘束法으로 귀착되며 이 方法에 의한 크리프 破斷壽命의 解釋方法은 본 材料에 대하여 매우 有效함을 알 수 있다.

### 5. 結 論

産業用 2024 Al合金에 대하여 3~5kg/mm<sup>2</sup>의 應力範圍 및 0.6~0.7T<sub>m</sub>의 溫度範圍에서 실시한 高溫 크리프 試驗結果 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 高溫 定常크리프 變形速度와 크리프 破斷壽命을 지배하는 方程式은 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_s &= A'(\sigma/E_T)^n \exp(-Q_c/RT) \\ [1 + \beta P(T)] \ln t_R + P(T) &= G(\ln \sigma) \end{aligned}$$

(2) 定常크리프 變形速度와 크리프 破斷壽命은 각각 다음과 같은 實驗式에 의하여 應力 및 溫度條件으로 부터 직접 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \ln \dot{\epsilon}_s &= 6.10 \ln(\sigma/E_T) - 12.81 \times 10^3 \\ &\frac{1}{T} + 15.98 (h_r^{-1}) \\ \ln t_R &= -6.24 \ln(\sigma/E_T) + 15.08 \times 10^3 \\ &\frac{1}{T} - 23.66 (hr) \end{aligned}$$

(3) 定常크리프 變形速度와 크리프 破斷壽命에 대한 Monkman과 Grant 등의 實驗式

$$\ln t_R = m \ln \dot{\epsilon}_s + b$$

에 의한 크리프 破斷壽命의 評價에서는 溫度에 따라 計算値와 實驗値 사이에 상당한 偏差가 나타났으며, 이 問題에 대해서는 계속적인 研究檢討가 必要한 것으로 생각된다.

### 參 考 文 獻

- (1) Larson, F.R. and Miller, J., 1952, "Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep stresses", Trans. ASME, Vol. 74, pp.765~775.
- (2) Manson, S.S. and Haferd, A.M., 1953, "A Linear Time-Temperature Relation for Extrapolation of Creep and Stress-Rupture Data", NACA TN2890.
- (3) Orr, R.L., Sherby, O.D. and Dorn, J.E., 1954, "Correlations of Rupture Data for Metals at Elevated Temperatures, Trans. ASM, Vol. 46, pp.113~118.

- (4) Manson, S.S. and Ensign, C.R., 1971, "A Specialized Model for Analysis of Creep-Rupture Data by the Minimum-Commitment, Station-Function Approach", NASA TM. X-52999, pp.1~14.
- (5) J. Weertman, 1957, "Steady State Creep Through Dislocation Climb", J. of App. Phy., Vol.28 pp.362~364.
- (6) J. Weertman, 1968, "Dislocation Climb Theory of Steady State Creep", Trans. of ASM, Vol. 61 pp.681~694.
- (7) R.W. Hertzberg, 1983, "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", John Willey & Sons, Inc., New York, pp.141~151.
- (8) 財滿鐵雄, 竹内洋一郎, 入交裕, 1971, "アルミニウム合金展伸材の動的弾性係数の温度依存性", 日本輕金屬學會 論文集 Vol. 21, pp.803~808.
- (9) F.C. Monkman and N.J. Grant, 1956, "An Empirical Relationship between Rupture Life and Minimum Creep Rate in Creep-Rupture Tests", Proceedings ASTM, Vol. 56, pp.593~605.
- (10) Iain Le May, 1979, "Developments in Parametric Methods for Handling Creep and Creep-Rupture Data", Trans, ASME, Vol. 101, pp.326~330.