

研究論文

二相스테인리스鋼의 X線에 의한 巨視的·微視的 應力에 관한 研究

吳世旭* · 金得鎭** · 廣瀨 幸雄***

The X-Ray Study on Macrostress and Microstress for Two-Phase Stainless Steel

Sae-Wook Oh*, Deug-Jin Kim** and Yukio Hirose***

Key Words : Residual Stress(殘留應力), X-Ray Diffraction Technique(X線 回折法), X-Ray Elastic Constant(X線 彈性係數), X-Ray Stress Constant(X線 應力定數), Phase Stress (相應力), The Law of Mixture (複合法則)

Abstract

The residual stress is inevitably introduced into composites because of the mismatch of the coefficient of thermal expansion, and it is different in each phase. The X-ray technique can detect separately the stress in each phase, so will yield useful information for analyzing the toughening mechanisms of composites.

In order to apply the law of mixture to alloy steels with composite microstructures, two phase stainless steel, consisted of ferrite (α -Fe) and austenite (γ -Fe) structures, was selected. The tensile elastic deformation was loaded, and then the X-ray diffraction technique was used to measure the X-ray elastic constants, the X-ray stress constants and the phase stresses. The law of mixture was investigated and the separation of macrostress and microstress was carried out. The phase stresses (the residual stresses of phase) in each phase, which were measured by X-ray technique, was directly proportional to the applied stress. The macrostress calculated from the phase stresses by using the law of mixture was nearly equal to the applied stress.

* 정희원, 東亞大學校 機械工學科

** 정희원, 東亞大學校 大學院

*** 비희원, 日本金澤大學 大學院 自然科學研究科

으로分離하여考察하였다.

1. 序 論

殘留應力은 各種 機械 및 構造物의 製造過程 또는 稼動 中에 部材内部에 發生하는 것으로 알려져 있다. 發生하는 殘留應力의 狀態는, 그 應力값의 大小와는 別途로, 各 加工法 및 熱處理方法에 의해서 特有하고, 干涉하는 領域의 大小에 의해 巨視的 應力 (Macrostress)과 微視的 應力 (Microstress)으로 分類할 수 있다. 巨視的 應力은 第 1 種, 微視的 應力은 第 2 種 應力으로도 불리어지고 있다.

複合세라믹스와 같은 複合材料는 各 相(phase)의 熱膨脹 係數가 다를 때, 이에 起因하는 殘留應力의 發生은 不可避하고, 또 各 相에서 다른 값을 가진다. 이와 같은 複合材料에 X線 回折法을 適用하면, 各 相의 殘留應力을 따로따로 測定할 수 있고, 殘留應力을 巨視的 應力, 微視的 應力으로 分離할 수 있으며, 複合法則에 의한 材料評價를 할 수 있게 된다.

鐵鋼材料, 特히 스테인리스鋼等の 合金鋼등은, 熱處理할 때, 殘留오스테나이트 發生의 問題가 있다.^{1)~3)} 殘留오스테나이트는 軟質이고, 이것이 많으면 鋼材의 硬度가 低下하고, 常溫에서도 長期間 使用中에 組織變化를 일으켜 치수變化가 생긴다. 그 때문에 서브제로(sub-zero)處理^{4,5)}에 의해서 그것들을 除去하여야 한다. 이와 같이 鋼中에 殘留오스테나이트가 殘留한 境遇, 페라이트相과 오스테나이트相 또는 마르텐사이트相과 오스테나이트相이라고 하는 2種類의 相을 가지게 된다. 이와 같이 2相으로 된 鋼에서는, 熱處理의 過程에서 相의 熱膨脹係數의 差에 起因하는 殘留應力의 發生은 不可避하고, 또 2相間에서는 서로 다른 값으로 된다.⁶⁾ 이와 같은 境遇에 X線 回折法을 利用하면 各 相의 應力定數를 測定할 수 있고, 중요한 材料評價法으로 될 수 있다. 또, 이러한 方法을 세라믹 複合材料에 適用하여 複合法則에 의한 評價를 하고 있다.^{7,8)}

本 研究에서는 複合法則의 多相系合金鋼의 適用을 目的으로 하여, 代表的인 二相스테인리스鋼의 하나인 SUS 329 J1을 選擇하였다. 二相스테인리스鋼 中에 存在하는 오스테나이트量을 X線的으로 測定하였고, 引張彈性變形을 加하여, 페라이트相 및 오스테나이트相의 X線의 彈性係數, 應力定數를 구함과 동시에 複合法則을 檢討하였고, 二相스테인리스鋼 中의 相應力(相의 殘留應力)을 巨視的 應力과 微視的 應力

2. 多相材料의 相應力과 複合法則

2.1 相應力의 X線 測定

지금 α 相이 매트릭스(matrix) β 相中에 分散하고 있는 狀態를 생각하고, 各 相의 結晶粒은 충분히 많이 있어서, 그 彈性變形의 平均的 舉動은 等方彈性論으로 取扱할 수 있는 것으로 한다. 本 實驗材料에서는 오스테나이트相을 α 相, 페라이트相을 β 相으로 간주

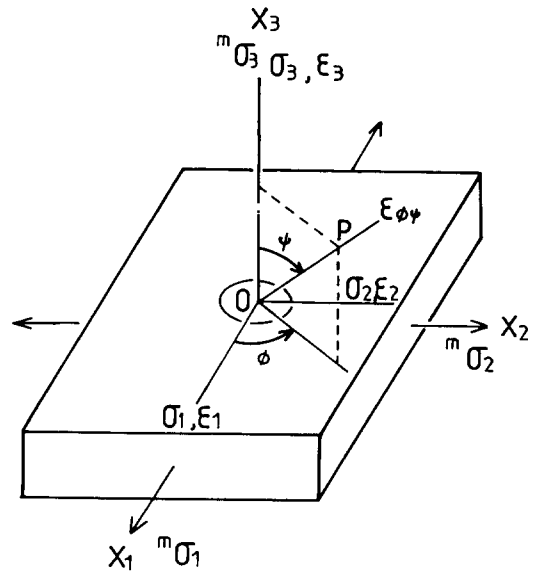


Fig. 1 Definition of direction of stress and strain .

한다. Fig.1 에서 처럼 試料表面 近方의 α 相中의 主應力을 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 로, 對應하는 變形率을 $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ 로 한다. 이 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 의 方向은, 平均 結晶粒形狀으로서 球狀 結晶을 생각한다면, 材料에 加해진 巨視的 應力의 方向과 一致한다. $\phi=0^\circ$ 에서 試料表面 法線方向으로부터 σ_1 方向으로 ψ 만큼 기울어진 OP 方向의 垂直 變形率 ε_ψ 는 다음 式으로 주어진다.

$$\varepsilon_\psi = (\varepsilon_1 - \varepsilon_2) \sin^2 \psi + \varepsilon_3 \quad (1)$$

여기서 X線 回折法으로 測定한 變形率은 回折條件을 滿足하는 結晶粒의 平均값이고, 應力과의 사이

에는 α 相의 單相多結晶體의 X線의 کم플라이언스 S_1 , S_2 를 도입하여 다음 式이 成立한다.

$$\epsilon_1 = (S_2/2)\sigma_1 + S_1(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2)$$

$$\epsilon_3 = (S_2/2)\sigma_3 + S_1(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3)$$

단, $S_1 = -\nu_x/E_x$, $S_2 = 2(1+\nu_x)/E_x$ 이다(E_x =X線의 彈性係數, ν_x =X線의 포아송比). 式(2)(3)을 式(1)에 代入하여 整理하면 다음 式을 얻을 수 있다.

$$\epsilon_v = (S_2/2) (\sigma_1 - \sigma_3) \sin^2\psi + (S_2/2)\sigma_3 + S_1(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (4)$$

X線 應力測定에서는 變形率은 回折角의 變化로부터 구할 수 있다. 여기서 無變形率 狀態의 回折角을 θ_0 로 하고, 法線 OP方向의 回折角을 θ_v 라고 하면, ϵ_v 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\epsilon_v = -\cot\theta_0(\theta_v - \theta_0) \quad (5)$$

式(5)를 式(4)에 代入하여 整理하면 다음 式을 얻는다.

$$2\theta_v = 2\theta_0 - S_2 \tan \theta_0 (\sigma_1 - \sigma_3) \sin^2\psi - S_2 \tan \theta_0 \sigma_3 - 2S_1 \tan \theta_0 (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (6)$$

따라서, $2\theta_v$ 와 $\sin^2\psi$ 와의 기울기, M으로부터 主應力の 差를 다음 式과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = K \cdot M \quad (7)$$

$$\text{단, } K = -\cot\theta_0/S_2 \quad (8)$$

$$M = \partial(2\theta_v)/\partial(\sin^2\psi) \quad (9)$$

이다. 또, $\sin^2\psi$ 線圖의 縱軸과의 交點 $2\theta_{v=0}$ 는

$$2\theta_{v=0} = 2\theta_0 - S_2 \tan \theta_0 \sigma_3 - 2S_1 \tan \theta_0 (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (10)$$

으로 된다.

2.2 巨視的 應力과 微視的 應力의 關係

多相材의 X線 應力測定에서 구할 수 있는 應力은

相應力이고, 巨視的 應力과는 다르다. Fig.2 에 相應力의 分布를 圖式的으로 보이고 있다. X線 測定된 相應力의 平均값을, α 相에 대해서 $\langle\sigma_i\rangle^\alpha$, β 相에 대해서는 $\langle\sigma_i\rangle^\beta$ 로 한다. 단 $i = 1, 2, 3$ 이다. α 相과 β 相이 均一하게 混合되어있고, 複合法則이 成立하면, 巨視的 應力 ${}^m\sigma_i$ 는 다음 式으로 구할 수 있다.

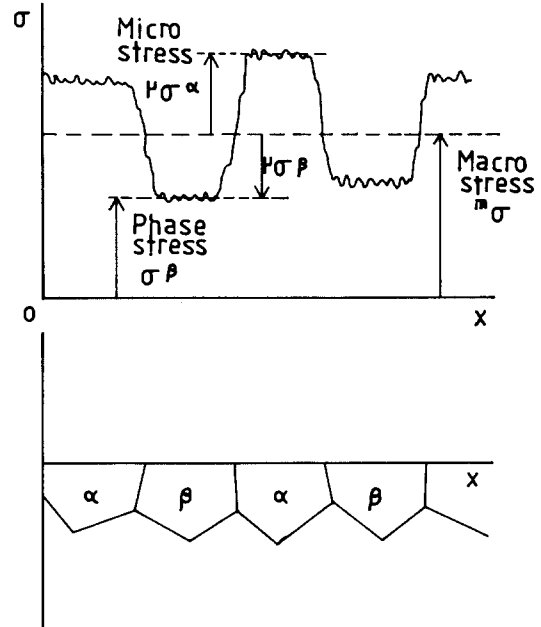


Fig. 2 Phase stresses .

$$\langle\sigma_i\rangle^\alpha f + \langle\sigma_i\rangle^\beta (1-f) = {}^m\sigma_i \quad (11)$$

여기서 f 는 α 相의 體積分率이다. 더우기, ${}^m\sigma_3$ 는 自由表面이기 때문에 0 이다. 相應力 $\langle\sigma_i\rangle^\alpha$ 를 巨視的 應力 (macrostress)成分 ${}^m\sigma_i$ 와 이들의 應力의 差로 區分하고, 後者를 微視的 應力(microstress)成分 " $\langle\sigma_i\rangle^\alpha$ "로 하면, 各各 다음 式으로 주어진다.

$${}^m\langle\sigma_i\rangle^\alpha = \langle\sigma_i\rangle^\alpha - {}^m\sigma_i \quad (12)$$

$${}^m\langle\sigma_i\rangle^\beta = \langle\sigma_i\rangle^\beta - {}^m\sigma_i \quad (13)$$

여기서, ${}^m\sigma_3 = 0$ 이기 때문에 $\langle\sigma_3\rangle^\alpha$, $\langle\sigma_3\rangle^\beta$ 는 微視的 應力과 같다.

式 (11)~(13)으로 부터

$$\mu \langle \sigma_1 \rangle^\alpha f + \mu \langle \sigma_1 \rangle^\beta (1-f) = 0 \quad (14)$$

이고, 微視의 應力은, α 相과 β 相에서 符號가 서로 다르고 平衡하고있다. 만약 實際의 測定에서 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ 의 값 밖에 구할 수 없을 때, α 相, β 相의 測定값 $\langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha$, $\langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta$ 로서 다음의 關係式을 얻을 수 있다.

$$\langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha f + \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta (1-f) = m \sigma_1 \quad (15)$$

$$\mu \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha = \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha - m \sigma_1 \quad (16)$$

$$\mu \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta = \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta - m \sigma_1 \quad (17)$$

$$\mu \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha f - \mu \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta (1-f) = 0 \quad (18)$$

또, 各相中の 機械的 變形率 $m \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha$, $m \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta$ 는 앞서 말한 것과 같이 구해진 相應力 $\langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha$, $\langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\beta$ 에 $(1+\nu)/E$ 를 곱하면 된다. 예를 들면, α 相에 대해서 記述하면 다음 式과 같다.

$$m \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha = \langle \sigma_1 - \sigma_3 \rangle^\alpha (1+\nu)/E \quad (19)$$

3. 實驗 方法

3.1 材料 및 試驗片

本 實驗에 사용한 材料는 $(\alpha + \gamma)$ 二相스테인리스鋼 SUS 329 J1 으로 직경 25mm의 冷間 引拔된 丸棒이다. Table 1 및 Table 2에는 本 實驗에 사용한 二相스테인리스鋼의 化學的 成分 및 機械的 性質을 나타내고 있다. 實驗은 이 試料에 대해서 熱處理하지 않은 것과 700°C에서 燒鈍한 것에 대하여 수행하였다. 以下 熱處理하지 않은 것을 A 材, 熱處理 한 것을 B 材로 한다.

Table 1 Chemical composition of SUS 329 J1 stainless steel (wt. %)

C	Ni	Cr	Mo	Si	Mn	P	S
0.03	5.32	23.75	0.25	0.32	0.75	0.028	0.06

Table 2 Mechanical properties of SUS 329 J1 stainless steel

0.2% Proof stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_t (MPa)	Elongation ϵ_1 (%)	Reduction of area ϕ (%)	Young's modulus E (GPa)
430	608	41	77	194

페라이트相의 變形率을 除去할 目的으로 열처리 온도를 700°C로 設定하였다. 試驗片은 길이 方向이 引拔方向과 一致하도록 Fig.3 과 같은 形狀 및 치수로 와이어 放電加工機에 의하여 機械加工을 하였다. 그리고 機械加工에 의하여 試料表面에 생긴 加工變質層을 除去하기 위하여, X線 照射面을 濕式研磨, 버퍼研磨한 後, 電解研磨하여 表面을 약 20 μ m 寬은 後에 實驗에 사용하였다.

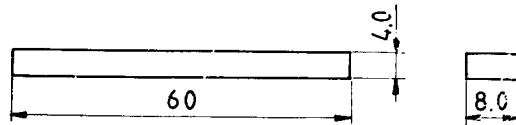


Fig. 3 Shape and dimension of specimen for X-ray stress constant measuring (in mm)

3.2 X線 觀察條件 및 回折面 決定

本 實驗에 使用한 二相스테인리스鋼 SUS 329 J1은 페라이트相과 오스테나이트相의 體積率이 거의 1 : 1로 되고있다. 보통 α -Fe의 結晶構造는 體心立方構造로 格子定數 $a_0 = 2.8665 \text{ \AA}$ 이고, γ -Fe의 結晶構造는 面心立方構造로 $a_0 = 3.6469 \text{ \AA}$ 이다. 結晶構造가 立方構造의 경우, (hkl)面の 格子面間距離는 다음 式으로 주어진다.

$$\frac{1}{d^2} = \frac{h^2 + k^2 + l^2}{a^2} \quad (20)$$

α -Fe에 대한 $\text{Cr-K}\alpha$ (波長 $\lambda = 2.29100 \text{ \AA}$)를 利用한 境遇와 γ -Fe에 대해서 $\text{Cr-K}\alpha$ (波長 $\lambda = 2.08487 \text{ \AA}$) 및 $\text{V-K}\alpha$ (波長 $\lambda = 2.50547 \text{ \AA}$)를 利用한 境遇의 Bragg의 回折條件 $n\lambda = 2d \sin\theta$ 를 滿足하는 回折面과 回折角 2 θ 를 實驗에 利用하였다. 그런데 X線 應力測定의 感度を 높이기 위해서는 다음의 條件을 滿足할 必要가

있다. (1) 回折角度를 高角度가 되게 할 것. 즉 20가 180에 가까울 것 (2) 回折强度가 强할 것 (3) 獨立 피크일 것. 이상의 세 條件을 滿足하는 回折面을 얻기 위하여, X線 回折裝置를 使用하여 Cr-K_α線과 또 V 필터를 떼어내고 Cr-K_β線을 除去하지 않은 特性 X線에 의해, 고니오미터(Goniometer)의 走査範圍를 20=120~160로서 回折프로파일을 測定한 結果 Fig.4(a)와 Fig.4(b)와 같은 回折프로파일이 얻어졌다.

日本材料學會는 X線應力測定法標準에서 페라이트系 鐵鋼材料와 오스테나이트系 鐵鋼材料의 X線 應力 測定의 標準的 方法을 보이고 있다.⁹⁾ 그것에 의하면, 페라이트系 鐵鋼材料는 Cr-K_α線에 의한 (211)面을, 오스테나이트系 鐵鋼材料는 Cr-K_β線에 의한 (311)面을 測定하도록 推薦하고 있다. Fig.4의 測定結果로부터, α-Fe은 日本材料學會가 推薦하듯이 (211)面의 回折피크가 前述의 條件을 滿足하고 있다. γ-Fe은 日本材料學會가 推薦하는 (311)面은 回折强度가 弱하고 (220)面의 回折强度가 强하게 되어있다. 그러나 Cr-K_α線을 利用한 境遇, (220)面의 回折角度 2θ값은 128° 附近의 低角으로 나타나 測定誤차가 크게 된다.

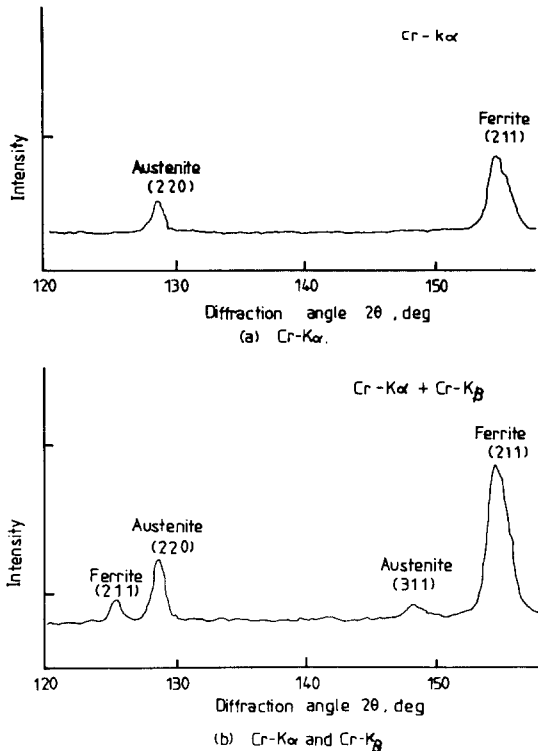


Fig. 4 X-ray diffraction profile of two-phase stainless steel .

그러나 V-K_β線을 利用하면 161°로 高角의 2θ값이 얻어지고, 測定感도가 높아지는 것으로 생각된다.

本 實驗에서는 α-Fe의 測定에는 A材, B材의 어느 것에 대해서도 Cr-K_α線을 利用하고, γ-Fe의 測定에는 A材에 대해서는 日本材料學會가 推薦하는 Cr-K_β線을 利用하였으나, B材에 대해서는 Cr-K_β線의 回折强度가 약하므로 V-K_α線을 利用하였다. Table 3(a) 및 Table 3(b)는 각각 A材와 B材에 대한 回折條件이다.

Table 3 Conditions of X-ray diffraction

(a) Material A

Type of X-ray apparatus	XD-610(SHIMAZU)	
Method	Parallel beam method	
Material	Ferrite	Austenite
Characteristic X-ray	Cr-K _α	Cr-K _β
Diffraction plane	α-Fe(211)	γ-Fe(311)
Filter	V foil	-
Tube voltage	30KV	30KV
Tube current	20mA	20mA
Scanning speed	2 deg/min	2deg/min
Time constant	4 sec	10 sec
Irradiated area	8×8 mm ²	8×8mm ²
Detector	Sintillation counter	

(b) Material B

Type of X-ray apparatus	MSF (RIGAKU)	
Method	Parallel beam method	
Material	Ferrite	Austenite
Characteristic X-ray	Cr-K _α	V-K _α
Diffraction plane	α-Fe(211)	γ-Fe(220)
Filter	V foil	Ti-foil
Tube voltage	30KV	30KV
Tube current	5mA	5mA
X-ray fixed time	4 sec.	6sec.
Irradiated area	8×8 mm ²	8×8mm ²
Oscillation	± 3 deg	± 3 deg
Detector	Sintillation counter	

X線 測定方向은 試驗片 길이 方向으로 하고, 竝傾法에 의해 행하였고, 回折角 2θ의 決定은 半價幅法으로 하였다.¹⁰⁾ Fig.5와 같은 4點 歛힘 負荷裝置에 의해 試驗片에 荷重을 加하였다. 試驗片 表面(壓縮側)에 附着한 스트레인게이지에 의해 負荷變形率을 設定하였다. 그리고 應力값은 負荷變形率 ϵ_s 에 機械的으로 求한 本 試料의 彈性係數를 곱하여 구하였다. 負荷變形率은 0, 150, 300, 450, 600, 750×10⁻⁶의 6段階로 하였다.

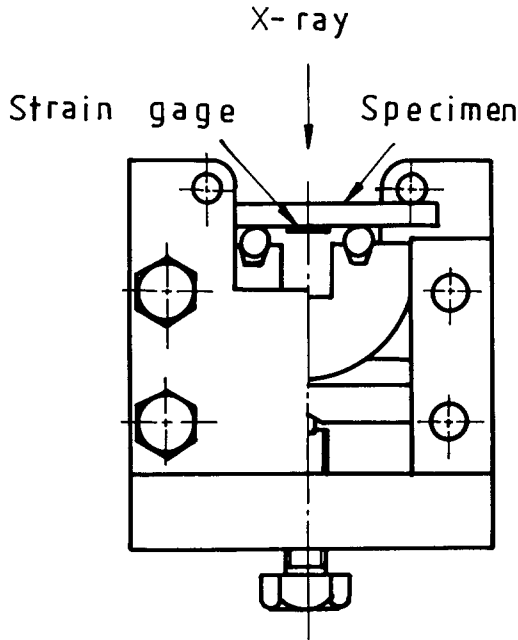


Fig. 5 Schematic illustration of loading jig for calibration of the X-ray stress constant .

3.3 오스테나이트량의 X선의 定量

二相스테인리스강에 複合法則을 適用할 境遇에, 페라이트相 및 오스테나이트相의 각각의 體積率을 알지 않으면 안된다. 그래서 X線의 手法을 利用하는 것에 의하여 오스테나이트量의 定量을 行하였다. 오스테나이트의 體積率, V_γ 는 X線 回折로부터 얻어진 프로파일에서 다음 式에 의하여 구할 수 있다¹¹⁾.

$$V_\gamma = 1 / [(I_\alpha \cdot R_\gamma) / (I_\gamma \cdot R_\alpha) + 1] \quad (21)$$

여기서 R_α 와 R_γ 는 定數이고, I_α 및 I_γ 는 各各 α -Fe (211) 및 γ -Fe (220)의 積分強度 값이고, R_α 및 R_γ 의 값은 標準試料를 利用하여 決定하였다. 또, 式(21)은 다음 式(22)로 나타낼 수 있다.

$$V_\gamma = 1 / [0.367(I_\alpha/I_\gamma) + 1] \quad (22)$$

X線 測定에 의한, 式(22)를 이용하므로써 本 試料의 오스테나이트 體積率 V_γ 에 대해서 52.8% 라는 값을 얻었다. 이 값은 試料 表面組織寫眞으로부터 포인트

카운팅(Point Counting)法으로 구한 體積率 51.2%와 거의 同一한 값이다. 따라서 本 試料의 페라이트相 및 오스테나이트相의 體積率은 各各 47.2% 및 52.8% 이다.

4. 實驗結果 및 考察

4.1 $\sin^2 \psi$ 線圖 및 $M, 2\theta_{\psi=0} - \sigma_s$ 線圖

Fig. 6 (a)~(d)는 A材 및 B材의 페라이트相 및 오스테나이트相의 $2\theta - \sin^2 \psi$ 線圖이다. 어느 경우에도 $\sin^2 \psi$ 에 대한 2θ 의 값은 다소 散布가 있지만 거의 直線으로 近似되는 傾向이 있었다. Fig. 6(a), (b)에 있어서 荷重變形率 ϵ_a 가 0 일 때의 直線의 기울기로 부터 A材의 경우에는 相의 殘留應力은 페라이트相 및 오스테나이트相의 어느 것도 引張으로 되고 있음을 알 수 있다. 또 Fig. 6(c), (d)의 B材의 경우, 페라이트相에서는 壓縮, 오스테나이트相에서는 引張으로 됨을 알 수

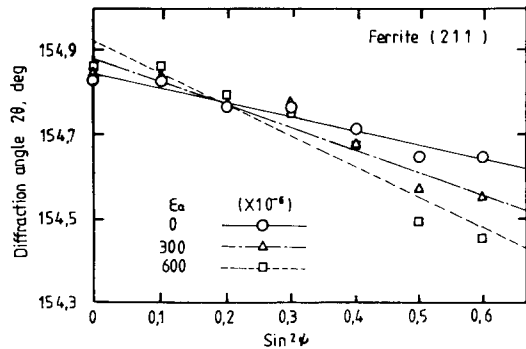


Fig. 6(a) 2θ vs. $\sin^2 \psi$ diagram of α phase in material, A .

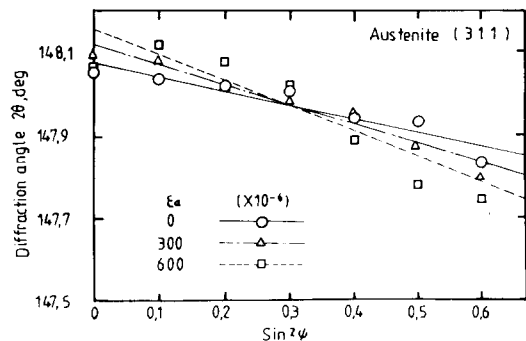


Fig. 6(b) 2θ vs. $\sin^2 \psi$ diagram of γ phase in material, A .

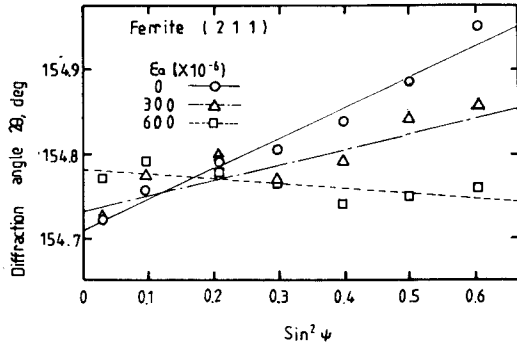


Fig. 6(c) 2θ vs. $\sin^2\psi$ diagram of α phase in material, B.

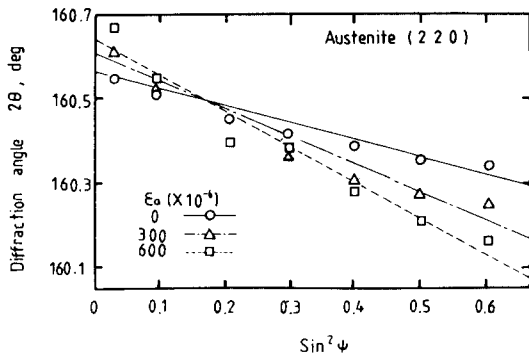


Fig. 6(d) 2θ vs. $\sin^2\psi$ diagram of γ phase in material, B.

있었다.

페라이트相의 相應力이 熱處理에 의해 引張으로부터 壓縮으로 變하는 이유는 페라이트相의 機械加工에 따른 變形率이 熱處理에 의하여 解放되었기 때문이라고 생각된다. 어느 그림에 있어서도 負荷變形率 ϵ_a 가 크게 됨에 따라서 直線의 기울기는, 양(+)의 기울

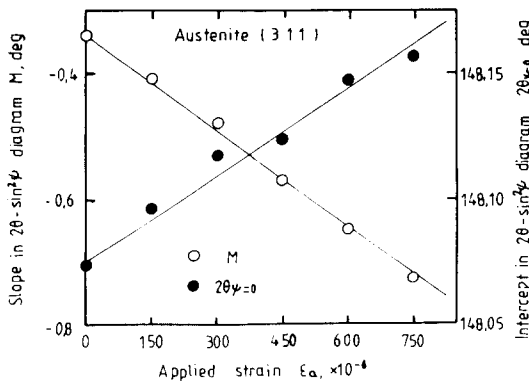


Fig. 7(a) M , $2\theta_{\psi=0}$ vs. ϵ_a diagram of α phase in material, A

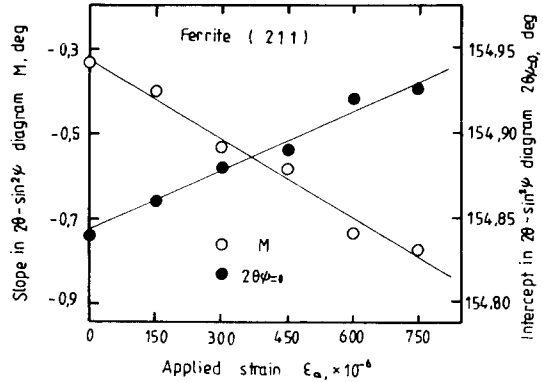


Fig. 7(b) M , $2\theta_{\psi=0}$ vs. ϵ_a diagram of γ phase in material, A

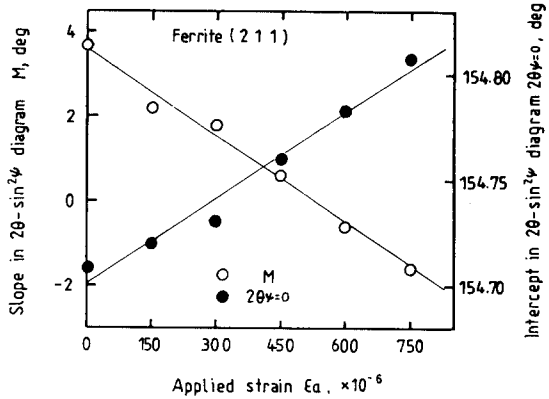


Fig. 7(c) M , $2\theta_{\psi=0}$ vs. ϵ_a diagram of α phase in material, B

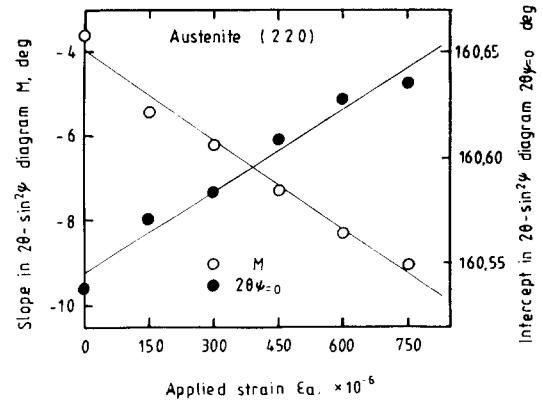


Fig. 7(d) M , $2\theta_{\psi=0}$ vs. ϵ_a diagram of γ phase in material, B

기인 것은 음(-)의 기울기로 바뀌고, 음(-)의 기울기이었던 것은 기울기가 더욱 커지며, 그것에 同伴하여, $\psi=0^\circ$ 일 때의 2θ 의 값도 점점 커지는 傾向이

있었다. Fig.7(a)~(d)에는 Fig.6(a)~(d)에 있어서 최소自乘法에 의한 直線의 기울기 M 및 縱軸과의 交點 $2\theta_{v=0}$ 의 負荷變形率 ϵ_a 에 대한 變化를 나타낸 것으로 A材, B材 어느 경우에도 양호한 直線關係가 얻어지고있다.

4.2 各 相의 X線의 彈性定數 및 應力定數

$\sin^2\psi$ 線圖의 기울기 M 및 $2\theta_{v=0}$ 의 負荷變形率 ϵ_a 에 대한 變化率의 값과, 페라이트相 및 오스테나이트相의 機械的 彈性係數 E_M 을, 다음의 式(23), (24), (25)에 代入하므로써, 페라이트相 및 오스테나이트相의 X線의 彈性係數 E_x , X線의 應力定數 K를 구할 수 있다. 페라이트相 및 오스테나이트相의 單相의 機械的 彈性係數는 페라이트系 스테인리스鋼의 경우 206 GPa, 오스테나이트系 스테인리스鋼의 경우 191 GPa을 利用하였다.

$$K = \frac{E_M}{\partial M / \partial \epsilon} \tag{23}$$

$$\frac{E_x}{1 + \nu_x} = -2K \tan \theta_0 \tag{24}$$

$$\frac{\nu_x}{E_x} = \frac{\cot \theta_0}{2E_M} \{ \partial(2\theta_{v=0}) / \partial \epsilon \} \tag{25}$$

Table 4는 A材와 B材에 대한 X線의 彈性係數 및 應力定數를 나타내고있다. A材와 B材의 同一 오스테나이트相에서 X線의 彈性係數와 應力定數에는 큰 差異가 있으며, 이것은 페라이트相에서는 A材와 B材 모두 Cr-K α 線에 의한 (211)面을 利用하였으므로 A材와 B材의 X線의 彈性係數와 應力定數에는 거의 差異가 없다. 그러나 오스테나이트相에서는 A材의 境遇에는 Cr-K β 線에 의한 (311)面을, B材의 境遇에는 V-K α 線에 의한 (220)面을 측정하였기 때문에 回折面 依存性으로 X線의 彈性係數와 應力定數에 큰 差異를 보이고 있다고 생각된다.

4.3 相應力과 負荷變形率의 關係

Fig.8은 A材와 B材의 相應力($\sigma_1 - \sigma_3$)와 負荷變形率 ϵ_a 를 $\sin^2\psi$ 線圖의 기울기 M으로 부터 式 (7)에 의하여 求한 結果를 나타낸 것이다. 그림 中 동그라미標는 式 (15)에 의해 求한 巨視的 應力 ${}^m\sigma_1$ 의 負荷變形率 ϵ_a 에 대한 變化를 보이고 있는 것이다. $\epsilon_a=0$ 의 狀態로부터 A材에서는, 페라이트相과 오스테나이트相의 殘留應力이 거의 비슷한 引張 殘留應力을 가지고 있음을 알 수 있다. 이것은 冷間引拔에 의해, 熱膨脹係數의 差로 인한 페라이트相의 壓縮殘留應力이 消滅되었기 때문이라고 생각된다. 또, 巨視的 應力은 表面引張이고, 그것들의 差로 주어진 微視的 應力은 페라이트相에서는 壓縮, 오스테나이트相에서는 引張으로 되고 있지만, 아주 작은 값이었다.

B材에서는, 相의 殘留應力은 오스테나이트相은 A材와 거의 같은 값으로 되고 있지만, 페라이트相에서는 壓縮으로 되어있다. 이것은 700°C 라는 풀림에 의하여 페라이트相의 變形率은 解放되었지만, 오스테나이트相에 있어서는 오스테나이트相의 變形率이 解放되지않고 남아있기 때문이라고 생각된다. 또, 페라이트相과 오스테나이트相 사이에 생긴 相의 殘留應力의 差는 熱膨脹係數의 差에 起因하고 있다고 생각된다. 巨視的 應力에 대해서는, 거의 0이며, 微視的 應力은 A材와 同一하게 페라이트相에서는 壓縮, 오스테나이트相에서는 引張으로 되고 있지만, 그 값은 A材보다도 상당히 커져있다.

Fig.9는 縱軸의 應力값으로 Fig.8에서의 各 直線의 交點의 값으로부터의 變化分을 취하고, 橫軸으로서는 負荷變形率 ϵ_a 에 複合材의 機械的 彈性係數를 곱해서 求한 負荷應力 σ_a 를 취하여서, 그것을 A材 및 B材에 대해서 보이고 있는 그림을 比較한 것이다. A材 및 B材의 어느 것도 直線으로 잘 近似되어있고, 同一한

Table 4 Experimental value of X-ray elastic constants of two-phase stainless steel

Diffraction plane	X-ray elastic constants			X-ray stress constant K(Mpa/deg)
	$E_x/(1 + \nu_x)$ (GPa)	E_x (GPa)	ν_x	
Material, A α -Fe(211)	168	206	0.226	-327
γ -Fe(311)	144	182	0.262	-360
Material, B α -Fe(211)	156	195	0.248	-303
γ -Fe(220)	184	228	0.237	-271

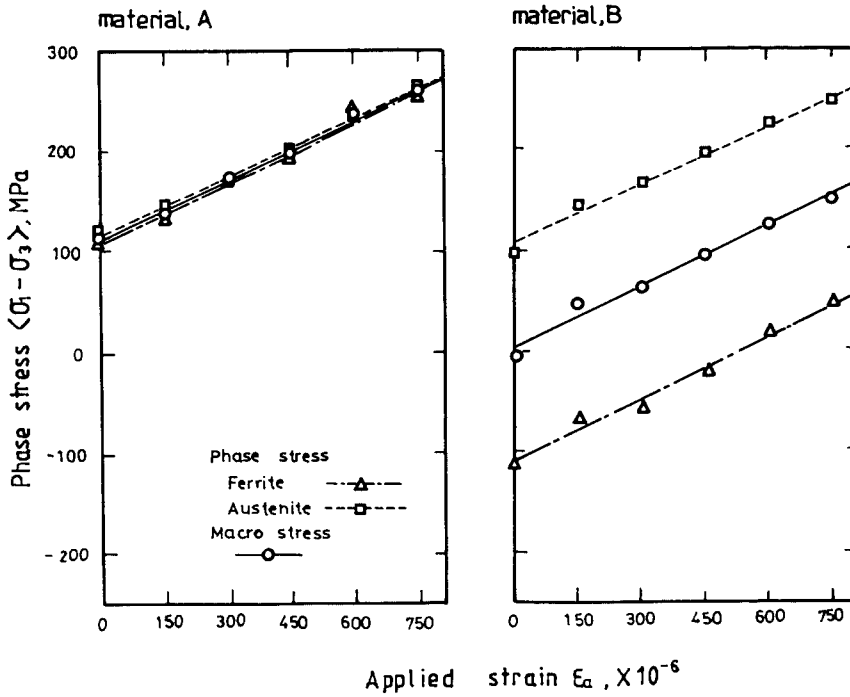


Fig. 8 Relation between phase stress and applied strain for material A and B.

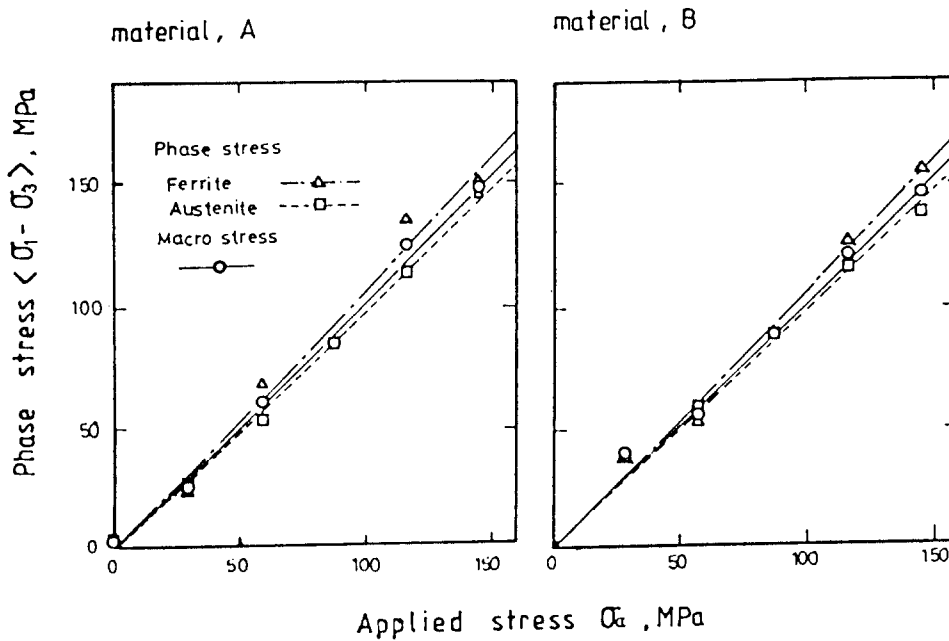


Fig. 9 Variation between phase stress and applied stress for material A and B.

Table 5 Phase stress under uniaxial tension

	$\frac{m\sigma}{\sigma_a}$	$\frac{\langle\sigma_1-\sigma_3\rangle^m}{\sigma^m}$	$\frac{\langle\sigma_1-\sigma_3\rangle^y}{\sigma^y}$
Material, A	1.029	1.065	0.933
Material, B	1.027	1.056	0.988

負荷應力 σ_a 에 대해서 相의 殘留應力은 어느 경우에도 페라이트相 쪽이 오스테나이트相 쪽보다도 크을 알 수 있다. 또, 이들의 그림에 대해서 最小自乘法에 의하여 求한 $\langle\sigma_1-\sigma_3\rangle^m/\sigma_a$, $\langle\sigma_1-\sigma_3\rangle^y/\sigma_a$ 및 $m\sigma/\sigma_a$ 의 값을 Table 5에 나타내었다. 여기서 $m\sigma/\sigma_a$ 의 값이 A材 및 B材의 어느 경우에도 거의 1에 가까운 값으로 되고 있는 것으로부터, 測定하는 回折面, 巨視的·微視的 應力에서 어긋남이 있어도 複合法則이 成立하는 것을 알 수 있었다.

5. 結 論

X線 回折法을 二相스테인리스鋼(SUS 329 J1)에 適用하고, 一軸 應力을 負荷하여 페라이트相 및 오스테나이트相의 X線의 彈性係數, 應力定數를 求함과 同時에 複合法則의 適用을 檢討하고, 二相스테인리스鋼 中の 相應力을 巨視的 應力과 微視的 應力으로 分離, 考察하여 다음과 같은 結果를 얻었다.

(1) 負荷한 一軸 應力에 대해서, 巨視的 應力과 相應力의 差로 求할 수 있는 微視的 應力은 A材(未處理材), B材(熱處理材)의 어느 경우에도 페라이트相에는 壓縮, 오스테나이트相에서는 引張이었다. 또, 페라이트相 및 오스테나이트相의 微視的 應力은 熱處理에 의하여 다른 값으로 되는 것을 알 수 있었다.

(2) 負荷應力이 增加함에 따라서, 페라이트相 및 오스테나이트相의 應力은 함께 比例的 으로 增加하였으며, 페라이트相의 增加率이 크게 되었다. 同一相에 대해서 回折面을 바꾸어 測定하거나, 熱處理에 의한 微視的 應力의 變化가 생기더라도, 그 增加率은 거의 變化하지 않았다.

(3) 양쪽 相應力을 利用해서 求해진 巨視的 應力은

A材(未處理材), B材(熱處理材) 모두 負荷應力과 거의 一致하는 複合法則이 成立하였다.

參 考 文 獻

- 1) 津田 政明, 廣瀨 幸雄, 矢島 善次郎, 田中 啓介 : 焼入れ焼戻しした合金鋼の應力定數の測定について, 第28回X線材料強度に関するシンポジウム論文集, (1991), pp.122 ~ 127
- 2) 大山正, 森田 茂, 吉武 進也 : ステンレス鋼のおはなし, 日本規格協會, (1990), p.32
- 3) 日本熱處理技術協會編 : 特殊鋼の熱處理, (1989), p.179
- 4) 大和久 重雄 : 熱處理108つのポイント, 大河出版, (1986), p.56
- 5) 大和久 重雄 : 熱處理のおはなし, 日本規格協會, (1991), p.180
- 6) 米谷 茂 : 殘留應力の發生と對策, 養賢堂, (1983), p.5
- 7) 加藤 誠軌 外 : X線回折分析, 内田老鶴圃, (1991), p.8
- 8) 田中啓介, 峰 典明, 鈴木賢治 : ジルコニア アルミナ複合セラミックスの彈性變形のX線的研究, 材料, 第39卷, 第444號, (1990), pp.51 ~ 57
- 9) 日本材料學會, X線材料強度部門委員會 : X線應力測定法標準, (1982), p.9
- 10) 日本材料學會 : X線應力測定法, (1981), p.74
- 11) Y.Kishi, Y.Hirose, Z.Yajima and K.Tanaka : X-Ray Study on the Fatigue Fracture Surface of Austempered Ductile Cast Iron, Advances in X-Ray Analysis, Vol.35, (1992), pp.503 ~ 510