T6 열처리에 의한 Al-Mg-Si 합금의 비등방성 석출물 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과

최승규¹ · 김광훈² · 김진평¹ · 김세훈¹ · 손승배² · 이석재^{2,*}

¹한국자동차연구원
²전북대학교 신소재공학부

Probability-Dependent Precipitation Strengthening Effect of Anisotropic Precipitate in Al-Mg-Si Alloy Produced by T6 Heat Treatment

Seunggyu Choi¹, Gwanghun Kim², Jin Pyeong Kim¹, Se Hoon Kim¹, Seung Bae Son², and Seok-Jae Lee^{2,*}

¹Materials and Processing R&D Center, KATECH, Cheonan 31214, Republic of Korea

²Division of Advanced Materials Engineering, Jeonbuk National University, Jeonju 54896, Republic of Korea

Abstract: This study proposed a constitutive equation to predict the change in yield strength according to the behavior of β'' metastable precipitates, which have a profound effect on strength among materials precipitated during the T6 heat treatment of Al-Mg-Si alloy. The β'' precipitate is a metastable phase before it becomes a β (Mg_2Si) precipitate, and is distributed in the form of nano-scale rods in the aluminum alloy matrix. Existing precipitation strengthening models assume the shape of the precipitate to be spherical, and in that case the equation that depends on the Orowan mechanism with the average precipitate size and distribution should dominate. However, precipitates are formed in various shapes and sizes by anisotropic growth. In particular, rod-shaped precipitates are not suitable for the existing precipitation strengthening model. In this study, an Al-Mg-Si alloy was fabricated by gravity casting followed by T6 heat treatment. The new precipitation strengthening effect equation proposes that the β'' precipitate affects yield strength during plastic deformation of the Al-Mg-Si alloy. The proposed precipitation strengthening effect equation probabilistically considers the Critical Resolved Shear Stress (CRSS), which varies depending on the angle between the dislocation and the precipitate, when the dislocation passes through a rod-shaped precipitate.

(Received April 1, 2021; Accepted May 11, 2021)

Keywords: Al-Mg-Si alloy, precipitation, probability dependence, yield strength model

1. 서 론

재료의 기계적 특성 중 항복강도는 탄성변형이 일어나는 한계응력으로, 금속 재료에서 매우 중요한 특성이다. 따라서, 항복강도에 미치는 영향에 대해 예측하고자 하는 많은 연구들이 진행되어 왔다. 항복강도에 미치는 영향으로는 결정립의 크기에 의해 결정되는 결정립 효과, 용질원소가 금속 기지 내에 고용되어 영향을 미치는 고용체 효과, 석출물이 기지 내에 형성되어 나타나는 석출 강화 효과 등이

있다 [1-4].

알루미늄 합금은 고강도, 저밀도, 우수한 주조성, 우수한 내식성 및 용접성과 같은 특성으로 인해 항공우주 및 자동차 산업에 널리 사용되고 있으며 많은 연구들이 진행되고 있다 [5-8]. 여러 알루미늄 합금 중 상온 강도가 우수한 7xxx계 합금이 주로 항공용 소재로 많이 활용되며, 합금 성분 제어 및 열처리를 통해 기계적 특성을 향상시키는 연구가 다양하게 이루어지고 있다 [9-11]. 본 연구에서 사용한 Al-Mg-Si 합금의 경우, 항복강도에 주로 영향을 미치는 인자는 석출 강화 효과이다. Al-Mg-Si 합금을 T6 열처리 할 때 강도에 영향을 미치는 나노 스케일의 준안정 석출물인 β'' 이 형성되며, 형성된 β'' 석출물이 소성 변형 시 전위의 움직임을 방해하며 강도를 증가시킨다 [12-14].

*Corresponding Author: Seok-Jae Lee

[Tel: +82-63-270-2298, E-mail: seokjaelee@jbnu.ac.kr]

Copyright © The Korean Institute of Metals and Materials

Al-Mg-Si 합금의 T6 열처리를 통하여 형성되는 석출물의 메커니즘은 아래와 같다 [15].

용체화 처리 온도에서 용질 원소는 기지 내에 고용되며, 빠른 온도로 상온까지 쿨링할 시 Al-Mg-Si 합금은 과포화 고용체 상태가 된다 [16,17]. 이후 인공시효 온도에서 고용된 용질원소들이 기지 내에서 석출물을 형성하게 되며, 준안정 석출물인 GP-zones, β'' , β' 을 거쳐 최종적으로 안정상인 β 석출물이 생성된다. 준안정 석출물 중 β'' 은 나노 스케일의 미세한 원통형 형상을 지니고 있다 [18].

Orowan은 석출물이 전위의 움직임에 미치는 영향과 이를 예측하기 위한 식을 제안하였다 [19]. 금속이 소성 변형 시 전위들이 움직이게 되고, 전위가 움직이는 방향에 석출물이 존재하게 되면, 전위가 석출물을 자르거나, 우회하여 이동해야하기 때문에 강도가 증가하게 된다. 하지만 Orowan 예측식은 석출물의 평균 크기만을 고려하였고, 석출물의 형상은 완전한 구형이라고 가정한다. 하지만 금속 기지 내에서 실제 석출물의 크기는 작은 것부터 큰 것까지 매우 다양하며, 정규 분포 형태로 존재한다. 또한 β'' 석출물은 미세한 원통형 형상으로 열처리 시 인공시효 단계에서 석출물이 완전한 구형이 아니기 때문에 석출물이 완전한 구형일 때와 같이 지름과 부피가 일정하게 성장하는 것이 아닌 원통형 형상의 두께와 길이가 성장하는 비등방성 (Anisotropy) 성장 특징을 지니고 있어, 석출물이 완전한 구형이라 가정하는 Orowan 예측식은 정확도가 떨어진다고 [20].

Huth와 Reppich는 Orowan 예측식에 근거하여 석출물의 크기에 따라 두 쌍의 전위에 미치는 임계분해전단응력 (critical resolved shear stress, CRSS)이 달라지며, 이를 weak-pair (약 쌍), strong-pair (강 쌍), Orowan 우회 (looping)의 세가지 영역으로 나누어 석출강화효과를 설명하였다 [21]. 최근 Fang 등은 Huth와 Reppich의 제안이 하나의 석출물에서 이루어진다고 가정하였으며, 두 쌍의 전위가 하나의 석출물을 통과하는 위치에 따라 weak, strong, Orowan 우회가 일어난다고 설명하였다 [22]. 하지만 Huth와 Reppich [21], Fang 등[22]이 제안한 모델은 석출물은 완전한 구형이라 가정한 식이어서 원통형 형상을 보이는 β'' 석출물의 석출강화효과를 정확히 예측하기 어렵다. 본 연구에서는 기존의 예측식들로는 예측하기 어려웠던, Al-Mg-Si 합금에서 강도에 가장 영향을 미치는 석출물인 β'' 의 미세한 원통형 형상을 고려한 석출강화효과 예측식을 새롭게 제안한다 [23].

Table 1. Chemical composition of Al-Mg-Si alloy (wt.%).

Si	Mg	Zn	Cu	Fe	Mn	Ti	Cr	Al
6.5	2.0	1.5	2.0	0.5	0.3	0.2	0.2	Bal.

2. 실험 방법

본 실험에서 사용된 Al-Mg-Si 합금의 조성은 표 1과 같다. 합금은 연속주조를 통해 제조되었으며, 주조 시 용탕의 온도는 700 °C에서 108 mm/min의 속도로 진행되었다. Φ 180 mm $\times$ 100 mm의 원통형으로 주조된 빌렛을 압축시험을 실시하기 위해 Φ 10 mm $\times$ 15 mm의 원통형 시편으로 가공하였다. T6 열처리는 관상로를 이용하였으며, 준비된 시편을 510 °C에서 1시간 용체화처리를 한 후, 190 °C에서 2, 4, 6, 8 시간 동안 각각 인공시효를 실시하였다. 기계적 특성을 평가하기 위해 만능시험기(Instron 5569)를 이용하여 10^{-1} s^{-1} 의 속도로 상온에서 압축시험을 실시하였다. 열처리된 시편의 β'' 준안정 석출물의 형상 및 크기를 분석하기 위해 FIB (Quanta 3D FEG)로 시편을 제작하였으며, Cs-corrected STEM (JEOL Co., JEM-ARMF)을 이용하여 분석하였다. 또한, 열처리 공정에 따른 β'' 준안정 석출물의 거동을 분석하기 위해 상용 열역학 계산 프로그램인 MacCalc ver. 5.61 (rel 1.003)을 이용해서 항복강도 예측 구성방정식 제시를 위한 β'' 석출물의 평균 반지름, 석출물 간 거리, 고용강화 효과에 영향을 미치는 Mg, Si, Cu의 알루미늄 기지 내에 고용된 농도를 계산한 값을 활용하였다.

3. 석출강화효과 예측 모델 비교

3.1 기존 석출강화효과 예측 모델 [19,21]

Orowan의 연구에 따르면, 석출강화효과는 금속의 소성 변형 시 전위의 움직임과 기지 내에 존재하는 석출물 간의 상호작용에 의해 발생하는 효과이다. 석출물은 전위의 움직임을 방해하는 장애물이며, 강한 (strong) 장애물과 약한 (weak) 장애물 두 가지 유형으로 구분하였다 [19]. 약한 장애물은 석출물이 작고 약해 전위가 이동 중 석출물과 접하면 전위선의 휘어짐이 적으며, 전위가 석출물을 전단하며 진행하는 것을 의미한다. 강한 장애물은 석출물이 크고 단단해 전위가 이동 중 석출물과 접하면 전위선이 광범위하게 휘어지는 것을 의미한다. 즉, 석출물은 전위에 의해 변형되지 않고 우회 (looping)가 일어나 전위루프를 형성한다. Orowan은 이를 수식으로 나타냈으며, 이를 식 (1)과 그림 1에 나타내었다.

Fig. 1. Schematic of relationship between two precipitates.

$$\Delta\tau = \frac{\alpha Gb}{L} \quad (1)$$

$\Delta\tau$ 는 임계 전단 응력의 증가, α 는 상수 (~ 0.5), G 는 전단탄성계수, b 는 버거스 벡터, L 은 석출물 간 거리를 의미한다. 위 식에서 알 수 있듯이 석출물 간의 거리가 짧을수록 전위가 석출물을 지날 때 필요한 전단 응력은 증가함을 의미한다. 식 (1)를 통해 석출물이 강도에 미치는 석출강화 효과를 예측할 수 있으나, 아래와 같은 가정에 기반하였다.

- i) 석출물은 완전한 구형 (sphere shape)이다.
- ii) 석출물의 평균 크기를 수식에 적용한다.

반면 실제 금속 기지 내에 형성되는 석출물은 완전한 구형이 아니며, 크기 또한 다양하다. 철계 합금에서 석출되는 시멘타이트(Fe_3C)는 구상화 열처리를 통해 구형의 안정된 형상으로 석출되지만, 7055, 7075와 같은 7xxx 계열 알루미늄 합금에서 석출되는 η' 석출물, 본 연구에서 사용된 Al-Mg-Si 합금에서 석출되는 β'' 준안정 석출물은 얇은 침상 혹은 막대형으로 기지 내에 형성되기 때문에 식 (1)로는 정확한 석출강화효과를 예측하기 어렵다 [24].

Huth와 Reppich는 한 쌍의 전위와 석출물 간의 상호작용을 고려하여 새로운 석출강화효과 예측식을 제안하였다 [21]. Huth와 Reppich의 연구에 따르면, 한 쌍의 전위는 선행 전위와 후행 전위 두 개의 전위로 이루어져 있으며, 소성변형 시 한 쌍의 전위는 금속 기지 내를 미끄러지듯이 이동한다. 소성변형 시 선행 전위는 역상 경계 (anti-phase boundary, APB)에 접하며, 선행 전위를 뒤따라 진행되는 후행 전위는 APB를 제거하며 진행한다. 석출물의 지름과 선행 전위와 후행 전위와의 관계는 약 쌍 전위 관계와 강 쌍 전위 관계로 구별되며, 이를 그림 2에 나타내었다. 약 쌍 전위 관계는 석출물의 크기가 작아 석출물이 선행 전위와 후행 전위 사이에 존재할 때 나타나는 현상이다. 석출물의 크기가 작아 선행 전위가 석출물을 완전히 전단하며 지나간 후에 후행 전위가 석출물과 접하게

Fig. 2. Relationship between strengthening and precipitation size. r_w is the critical size to transformation from the Weak-pair to Strong-pair, r_c is transformation from the Strong-pair to Orowan looping.

된다. r_w 는 약 쌍 전위 관계에서 강 쌍 전위 관계로 변하는 임계 석출물 크기이며, 석출물의 크기가 r_w 보다 작을 경우 CRSS는 약 쌍 전위 관계의 지배를 받는다. 강 쌍 전위 관계는 석출물의 크기가 커서 선행 전위가 석출물을 아직 완전히 전단 하지 못할 때, 후행 전위가 석출물에 접하는 경우 나타나는 현상이다. 석출물의 크기가 더 조대화되었을 때는 전위가 석출물을 전단 하지 못하고 Orowan 우회 현상이 일어난다. r_c 는 강 쌍 전위 관계에서 Orowan 우회로 전환되는 임계 석출물 크기이며, 석출물의 크기가 r_w 와 r_c 사이의 크기일 때 강 쌍 전위 관계의 지배를 받는다. 약 쌍 전위 관계일 때 CRSS의 크기는 아래의 식 (2)과 같다 [22, 25-27].

$$\tau_{weak} = \frac{\gamma_{APB}}{2b} \left[\left(\frac{6\gamma_{APB}f}{2\pi T} \right)^{1/2} - f \right] \quad (2)$$

γ_{APB} 는 APB 에너지이며, b 는 버거스벡터의 크기 ($b = 0.284 \text{ nm}$), f 는 석출물 부피 분율, r 은 석출물 반지름, T 는 전위의 선 장력으로 $T^2 = Gb^2/2$ 로 나타내며 G 는 전단탄성 계수이다 ($G = 26.2 \text{ GPa}$). 강 쌍 전위 관계일 때와 Orowan 우회 시 CRSS의 크기는 각각 아래의 식 (3)와 식 (4)로 나타낸다.

$$\tau_{strong} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left(\frac{Gb}{r} \right) \frac{f^{1/2}}{\pi^{3/2}} \left(\frac{2\pi\gamma_{APB}}{Gb^2} - 1 \right)^{1/2} \quad (3)$$

Fig. 3. The schematic diagram of the probability density function versus precipitation size.

$$\tau_{Orowan} = \frac{3Gb}{2L} \quad (4)$$

L 은 석출물 사이의 거리이며 아래의 식 (5)와 같다.

$$L = \left(\frac{2\pi}{3f}\right)^{1/2} r \quad (5)$$

그림 3은 금속 기지 내에 형성되는 석출물의 크기 분포를 나타낸 그래프이다. Huther와 Reppich는 실제 금속 기지 내에 석출되는 석출물의 크기는 일정하지 않고 다양하므로 석출물의 크기에 따라 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구에 따른 응력이 석출강화효과에 미치는 정도가 다를 것이라 설명하였다.

3.2 확률 의존적 석출강화효과 예측 모델 [22]

Fang 등은 기존의 석출강화효과 예측식에서 설명한 Huther와 Reppich의 예측식과 같이 석출물 전체의 크기에 따라 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구로 나누어 응력이 변하는 것뿐만 아니라 한 쌍의 전위

가 석출물 하나를 지나는 위치에 확률적으로 나누어 적용될 수 있다고 설명하였으며, 이를 그림 4에 나타내었다 [22]. 그림 4(a)는 전위가 석출물을 지나는 세가지 경우를 나타낸다. 그림 4(b)는 전위가 석출물을 지날 때 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구로 정해지는 임계 석출물 반지름 크기인 r_w , r_c 그리고 석출물의 반지름인 r 을 나타낸다. 그림 4(c)는 석출물의 단면을 나타내었으며, 전위가 석출물을 지날 때 약 쌍 전위 관계 영역은 B-C 영역 ($r < r_w$, l_{BC}), 강 쌍 전위 관계 영역은 A-B 영역 ($r_w < r < r_c$, l_{AB}), Orowan 우회 기구 영역은 O-A ($r_c < r$, l_{OA})영역이다. 전위가 약 쌍 전위 관계 영역을 지날 확률 (P_1)은 아래의 식 (6)과 같다.

$$P_1 = \frac{l_{BC}}{r} = 1 - \left(1 - \left(\frac{r_w}{r}\right)^2\right)^{1/2} \quad (6)$$

전위가 강 쌍 전위 관계 영역을 지날 확률 (P_2)은 아래의 식 (7)과 같다.

$$P_2 = \frac{l_{AB}}{r} = 1 - \left(1 - \left(\frac{r_w}{r}\right)^2\right)^{1/2} - \left(1 - \left(\frac{r_c}{r}\right)^2\right)^{1/2} \quad (7)$$

전위가 Orowan 우회 기구 영역을 지날 확률 (P_3)은 아래의 식 (8)와 같다.

$$P_3 = 1 - P_2 - P_1 \quad (8)$$

위의 식 (7), (8), (9) 각각의 영역을 n 개의 부분으로 나누는 후 각 영역별 평균 CRSS를 나타내는 식은 아래의 식 (9)과 같다.

$$\begin{cases} \tau_{Weak}^p = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \tau_{Weak}(h_i), & h_i \leq r_w \\ \tau_{Strong}^p = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \tau_{Strong}(h_j), & r_w < h_j \leq r_c \\ \tau_{Orowan}^p = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \tau_{Orowan}(L_k), & r_c \leq h_k \end{cases} \quad (9)$$

Fig. 4. Interaction between sphere shape precipitate and dislocation for three different cases.

τ_{Weak}^p 는 약 쌍 전위 관계 영역을 지날 때 CRSS의 크기이며, $h_1=r_w$ 일 때 h_{i+1} 은 아래의 식 (10)과 같다.

$$h_{i+1} = \sqrt{r^2 - [(r^2 - h_i^2)^{1/2} + dh]^2} \quad (10)$$

$dh=l_{BC}/n$ 이다. τ_{Strong}^p 은 강 쌍 전위 관계 영역을 지날 때 CRSS의 크기이며, $h_1=r_c$ 일 때, h_{j+1} 은 아래의 식 (11)와 같다.

$$h_{j+1} = \sqrt{r^2 - [(r^2 - h_j^2)^{1/2} + dh]^2} \quad (11)$$

$dh=l_{AB}/n$ 이다. τ_{Orowan}^p 은 Orowan 기구 영역을 지날 때 CRSS의 크기이며, $h_1=r_c$ 일 때, h_{k+1} 은 아래의 식 (12)과 같다.

$$h_{k+1} = \sqrt{r^2 - [(r^2 - h_k^2)^{1/2} - dh]^2} \quad (12)$$

$dh=l_{AB}/n$ 이며, L_k 는 아래의 식 (13)와 같다.

$$L_k = h_k \left(\frac{2\pi}{3f} \right)^{1/2} \quad (13)$$

전위가 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 영역을 지날 확률 식과 각 영역별 응력을 나타내는 식을 활용하여 확률 의존적 석출강화효과 식은 아래의 식 (14)로 나타낸다.

$$\tau_{Orowan} = P_1 \tau_{Weak}^p + P_2 \tau_{Strong}^p + P_3 \tau_{Orowan}^p \quad (14)$$

Fang 등은 전위가 하나의 석출물을 지날 때 세 영역을 지날 확률과 영역별 평균 응력을 고려하여 확률 의존적 석출강화효과 식을 제안하였다. 하지만 Fang 등의 이론 또한 석출물이 완전한 구형이라 가정하였으며, 본 연구에서 사용된 Al-Mg-Si 합금의 주요 강화 석출물인 β'' 준안정 석출물은 미세한 막대형 형상이어서 Fang 등이 제안한 석출강화효과 예측식으로도 정확히 예측하기 어렵다.

3.3 석출물 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 예측 모델

본 연구에서 사용한 Al-Mg-Si 합금의 주요 강화 석출물인 β'' 준안정 석출물의 석출강화효과를 예측하기 위해 β'' 준안정 석출물의 미세한 막대형 형상을 고려해야 한다. β'' 준안정 석출물의 형상을 고려하여 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 영역을 그림 5에 나타내었다. 전

Fig. 5. Interaction between rod shape precipitate and dislocation for three different cases.

위가 석출물을 지나는 각도에 따라 전위가 석출물에 접하는 면적이 변하게 된다. 이에 따라 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 영역 및 r_w , r_c 를 알 수 있다. β'' 준안정 석출물의 형상을 고려하여 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 영역을 나타내는 식은 아래의 식 (15)와 같다.

$$\begin{cases} P_1 = \frac{\theta_{Weak}}{90^\circ}, & 0^\circ \leq \theta < \theta_{Strong} \\ P_2 = \frac{\theta_{Strong}}{90^\circ}, & \theta_{Strong} \leq \theta < \theta_{Orowan} \\ P_3 = 1 - P_1 - P_2, & \theta_{Strong} \leq \theta \leq 90^\circ \end{cases} \quad (15)$$

P_1 은 약 쌍 전위 관계 영역을 나타낸 것이며, θ_{Strong} 은 약 쌍 전위 관계에서 강 쌍 전위 관계로 변하는 임계 석출물 반지름 (r_w)이 될 때의 각도이다. P_2 는 강 쌍 전위 관계 영역을 나타낸 것이며, θ_{Orowan} 은 강 쌍 전위 관계에서 Orowan 우회 기구로 변하는 임계 석출물 반지름 (r_c)이 될 때의 각도이다. P_3 은 Orowan 우회 기구 영역이다. 영역별 평균 응력을 아래의 식 (16)으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{cases} \tau_{Weak}^p = \frac{1}{\theta_{Strong}} \int_0^{\theta_{Strong}} \tau_{Weak} \left(\frac{a}{\cos \theta} \right) d\theta, & 0^\circ \leq \theta < \theta_{Strong} \\ \tau_{Strong}^p = \frac{1}{\theta_{Orowan}} \int_0^{\theta_{Orowan}} \tau_{Strong} \left(\frac{a}{\cos \theta} \right) d\theta, & 0^\circ \leq \theta < \theta_{Orowan} \\ \tau_{Orowan}^p = \frac{1}{90^\circ - \theta_{Orowan}} \int_{\theta_{Orowan}}^{90^\circ} \tau_{Orowan} \left(\frac{a}{\cos \theta} \right) d\theta, & \theta_{Orowan} \leq \theta < 90^\circ \\ \tau_{Orowan}^p = \tau_{Orowan} \left(\frac{h}{2} \right), & \theta = 90^\circ \end{cases} \quad (16)$$

$\theta=90^\circ$ 일 때, 전위가 석출물을 지나는 단면은 타원형이

Fig. 6. (a) Engineering stress-strain curves of the alloys with different artificial aging time. (b) Yield strength of the alloys with different artificial aging time.

아닌 직사각형이다. 그러므로 τ_{Orowan}^P 을 전위가 석출물을 지나는 단면이 타원형일 때와 직사각형일 때 두 경우 모두 고려해야 한다. 이를 통해 확률 의존적 석출강화효과 예측 식인 식 (14)에 식 (15)와 식 (16)을 적용함으로써 Al-Mg-Si 합금의 β'' 준안정 석출물의 형상을 고려한 석출강화효과 예측이 가능하다.

4. 결과 및 고찰

4.1 항복강도 예측 구성방정식

Al-Mg-Si 합금의 강도에 영향을 미치는 요인 중에서 고용강화효과는 알루미늄 합금에 첨가된 합금원소를 기지 내에 고용시켜, 소성변형 시 전위의 이동을 방해하여 강도가 증가하는 효과이다. 합금원소는 용질 원자로서 용체화처리 시 알루미늄 기지 내에 침입형 혹은 치환형 자리로 용해된다. 용해된 용질 원자는 주변의 격자를 왜곡시키고 응력장을 형성하여 소성변형 시 전위의 이동을 방해하는 장애물 역할을 하여 강도를 향상시킨다 [28]. 고용강화는 알루미늄 기지 내에 고용된 용질 원자의 농도에 의존한다. 주조재인 Al-Mg-Si 합금의 경우, 합금원소로 첨가된 Cu, Mg, Si가 고용강화효과에 주로 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 고용강화효과와 용질 원자 농도의 관계는 아래의 식 (17)로 표현할 수 있다 [18].

$$\sigma_{ss} = \sum_i k_i C_i^{2/3} \quad (17)$$

σ_{ss} 는 고용강화효과를 의미하며, C_i 는 고용된 합금원소의 농도 그리고 k_i 는 첨가된 합금원소에 대한 상수이다. $k_{Mg} = 29.0$, $k_{Cu} = 46.4$, $k_{Si} = 66.3$ 이며, 단위는 $\text{MPa} \cdot \text{wt}\%^{-2/3}$ 이다.

Al-Mg-Si 합금의 고용강화 효과 식 (17)과 새롭게 제안

한 β'' 준안정 석출물의 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 식을 이용하여 소성변형 시 항복강도를 예측할 수 있는 항복강도 예측 구성방정식을 아래의 식 (18)로 제안하였다.

$$\sigma_{ys} = \sigma_i + \Delta\sigma_{ss} + M\Delta\tau_{ppt} \quad (18)$$

σ_{ys} 는 항복강도, σ_i 는 알루미늄 고유 강도로 10 MPa이며, $\Delta\sigma_{ss}$ 는 고용강화효과, M 은 테일러 상수 ($M = 3.1$) [29], 그리고 $\Delta\tau_{ppt}$ 는 본 연구에서 새롭게 제안한 β'' 준안정 석출물의 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과식이다.

4.2 기계적 성질 및 미세조직 분석 결과

그림 6(a)는 인공시효 시간에 따른 Al-Mg-Si 합금의 인장시험 결과를 나타낸 것이다. T6 열처리한 시편들의 항복강도가 열처리하지 않은 시편에 비해 높은 결과를 나타내었다. 이는 T6 열처리로 인해 합금 기지 내에 석출물이 생성된 결과로 여겨진다. 인공시효 시간에 따른 기계적 성질을 비교하기 위해 인공시효 시간에 따른 항복강도를 그림 6(b)에 나타내었다. 인공시효 시간이 증가함에 따라 항복강도는 감소하는 경향을 보였다 [30]. 이는 인공시효 시간이 증가함에 따라 석출물의 크기가 조대화되었기 때문으로 사료된다. 열역학 계산 프로그램 MatCalc를 이용하여 인공시효 시간에 따른 β'' 준안정 석출물의 반지름을 계산한 결과는 2AA, 4AA, 6AA, 8AA의 β'' 준안정 석출물의 반지름은 각각 2.34, 2.60, 2.64, 2.72 nm이다. MatCalc 계산 결과는 β'' 준안정 석출물을 완전한 구형이라 가정하고 계산한 결과이기에, 정확한 석출물의 크기 계산 값은 아니지만, 인공시효 시간이 증가할수록 석출물의 크기가 커지는 경향성을 확인하였다.

Fig. 7. STEM Images of β'' precipitates (a)-(b) 2AA, (c)-(d) 8AA.

그림 7은 STEM을 이용하여 β'' 준안정 석출물을 관찰한 결과이다. 나노미터 크기의 미세한 막대 형상의 석출물이 기지 내에 분포되어 있음을 확인할 수 있다. 석출물의 크기를 비교한 결과, 2AA의 평균 지름은 0.5 ± 0.04 nm, 길이는 20 ± 0.54 nm였다. 8AA의 평균 지름은 1.1 ± 0.10 nm, 길이는 35 ± 0.12 nm였다. 이는 MatCalc로 계산한 β'' 준안정 석출물 반지름 계산 결과와 경향성이 유사하며, 인공시효 시간이 증가할수록 석출물의 크기는 조대화 되었음을 의미한다.

4.3 제안된 모델 정확성 평가

그림 8은 본 연구에서 새롭게 제안한 Al-Mg-Si 합금의

Fig. 8. Predicted CRSS as a function of β'' precipitate radius.

석출물 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 식을 이용하여 인공시효 시간에 따른 항복강도의 변화량을 계산하기 위해 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구가 나타나는 영역의 CRSS를 계산한 그래프이다. APB 에너지는 5 J/m^2 , β'' 준안정 석출물의 분율이 $1.57 \times 10^{-4} \text{ vol\%}$ 일 때 r_w 는 0.3 nm 그리고 r_c 는 1.6 nm 이다. 이는 β'' 준안정 석출물의 형상이 완전한 구형이라 가정하였을 때의 계산 결과이다 [31]. 완전한 구형일 때 r_w 와 r_c 반지름의 원 넓이와 원통형 형상일 때 r_w 와 r_c 의 넓이가 같다고 가정한 후 그림 5와 같이 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 영역을 계산하였다. 식 (15)를 이용하여 각 영역별 전위가 지나갈 확률과 식 (16)을 이용하여 전위가 석출물 각 영역을 지날 때 평균 응력을 계산하였다. 그 후 식 (14)를 이용하여 석출물의 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과가 강도에 미치는 응력을 계산하였다. 식 (17)을 이용하여 고용강화효과가 강도에 미치는 응력을 계산하였으며, 고용된 합금원소의 농도는 MatCalc 계산 값을 이용하였다. 식 (18)을 이용하여 2AA의 항복강도를 계산한 경우, σ_s 는 10.0 MPa , $\Delta\sigma_{ss}$ 는 221.0 MPa , $M\Delta\tau_{ppt}$ 는 122.7 MPa 로 2AA의 항복강도 계산값은 353.7 MPa 이다.

그림 9와 표 2는 항복강도 실험값과 Fang 등이 제안한 예측식을 이용하여 계산한 항복강도 계산값 그리고 본 연구에서 새롭게 제안한 β'' 준안정 석출물 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 예측식을 이용해 얻은 항복강도 계산값을 비교한 결과이다. β'' 준안정 석출물의 크기는 MatCalc 계산값과 STEM에서 관측한 실제 석출물의 크기를 적용하였다. 계산 결과, 기존의 석출물이 완전한 구형이라 가정하고 계산한 항복강도의 값은 실험값 대비 평균

Fig. 9. Comparison of experimental yield strength with the yield strength calculated using different models.

Table 2. Comparison of calculated yield strength with experimental yield strength

ID	Sphere type precipitate			Rod type precipitate		YS exp. (MPa)
	Radius (nm)	YS cal. (MPa)	Length (nm)	Radius (nm)	YS cal. (MPa)	
2AA	2.3	276.5	20.0	0.5	353.7	350.0
4AA	2.6	258.5	26.0	0.7	339.5	340.0
6AA	2.6	250.7	31.0	1.0	322.0	324.0
8AA	2.7	248.6	36.0	1.1	319.1	318.0

74.4 MPa 낮았으며, 약 20.4%의 차이를 보였다. 본 연구에서 새롭게 제안한 β'' 준안정 석출물 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 식을 이용하여 예측한 항복강도 계산 값은 실험값과 평균 0.575 MPa 차이를 나타내었으며 이는 실험값과 0.16% 차이로 매우 우수한 예측 결과를 얻을 수 있었다.

5. 결 론

본 연구에서는 Al-Mg-Si 합금의 β'' 준안정 석출물의 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 예측식을 새롭게 제안하였다. 기존의 Orowan이 제안한 석출강화효과 예측식은 석출물의 평균 크기와 석출물의 형상은 완전한 구형이란 가정에 기반하였다. Huther와 Reppich는 석출물의 크기에 따라 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구 세가지 영역별로 CRSS가 달라진다고 설명하였다. Fang 등은 Huther와 Reppich의 예측식이 하나의 석출물에서 전위가 석출물을 지나는 위치에 따라 약 쌍 전위 관계, 강 쌍 전위 관계, Orowan 우회 기구가 나타날 수 있다고 설명하였으며, 이를 r_w 와 r_c 로 나누어 설명하였다. 하지만 Huther와 Reppich [21], Fang 등 [22]의 예측식 역시 석출물의 형상이 완전한 구형이라 가정하였기에 본 연구에서 사용한 Al-Mg-Si 합금의 나노 크기의 미세한 막대 형상의 β'' 준안정 석출물의 석출강화효과를 정확히 예측하기 어렵다. 이에 새롭게 제안한 β'' 준안정 석출물의 형상을 고려한 확률 의존적 석출강화효과 예측식을 통해 얻은 항복강도 예측값과 항복강도 실험값을 비교했을 때, 약 0.16% 차이만을 보여 기존의 항복강도 예측식에 비해 훨씬 우수한 예측 결과를 도출할 수 있었다.

Acknowledgement

This work was supported by the World Class 300 Project(R&D) (S2521594) of the MOTIE, MSS(Korea). This work was supported by a Korea Institute for

Advancement of Technology grant, funded by the Korea Government (MOTIE) (P0002019), as part of the Competency Development Program for Industry Specialists.

REFERENCES

1. N. Hansen, *Acta Metall.* **25**, 863 (1977).
2. P. Sepehrband and S. Esmaili, *Mater. Sci. Eng. A* **487**, 309 (2008).
3. M. A. Khafri, F. Honarvar, and S. Zanganeh, *J. Nondestruct. Eval.* **31**, 191 (2012).
4. C. H. Caceres and D. M. Rovera, *J. Light Metals* **1**, 151 (2001).
5. Y. Wang, Z. Li, B. Xiong, K. Wen, S. Huang, X. Li, and Y. Zhang, *Met. Mater. Int.* **25**, 697 (2019).
6. V. H. Carneiro and H. Puga, *Met. Mater. Int.* **25**, 880 (2019).
7. A. P. Hekimoglu, M. Calis, and G. Ayata, *Met. Mater. Int.* **25**, 1488 (2019).
8. T. Khelfa, J. A. Munoz-Bolanos, F. Li, J. M. Cabrera-Marrero, and M. Khitouni, *Met. Mater. Int.* **26**, 1247 (2020).
9. W. An, D. Kim, B. H. Kim, S. K. Kim, S. Kim, and H. Sung, *Korean J. Met. Mater.* **57**, 214 (2019).
10. H. J. Kim, J. Jung, S. H. Kim, C. Y. Lim, and Y. S. Choi, *Korean J. Met. Mater.* **58**, 7 (2020).
11. S. Choi, J. Jeon, N. Seo, S. B. Son, and S. J. Lee, *Met. Mater. Int.* **27**, 449 (2021).
12. W. F. Miao and D. E. Laughlin, *Scr. Mater.* **40**, 873 (1999).
13. J. F. Nie, B. C. Muddle and I. J. Polmear, *Mater. Sci. Forum* **217-222**, 1257 (1996).
14. K. C. Russell and M. F. Ashby, *Acta Metall.* **18**, 891 (1970).
15. X. Fang, M. Song, K. Li, and Y. Du, *J. Min. Metall. Sect. B-metall.* **46**, 171 (2010).
16. R. Cobden, Alcan, and Banbury, Aluminum: Physical Properties, Characteristics and Alloys, TALAT Lecture 1501, Brussels, (1994).
17. D. A. Tanner and J. S. Robinson, *Exp. Mech.* **40**, 75 (2000).

18. P. M. Kelly, *Scr. Metall.* **6**, 647 (1972).
19. E. Orowan, Discussion on internal Stresses. In Symp. Internal Stresses in Metals and Alloys, The Institute of Metals, London, (1948).
20. R.Chen, Q.Xu, H.Guo, Z.Xia, Q.Wu, and B.Liu, *Mater. Sci. Eng. A* **685**, 403 (2017).
21. W. Huther and B. Reppich, *Z. Metallkd.* **69**, 628 (1978).
22. Q. Fang, L. Li, J. Li, H. Wu, Z. Huang, B. Liu, Y. Liu, and P. K. Liaw, *J. Mech. Phys. Solids* **122**, 177 (2019).
23. C.B.Basak and N.H.Babu, *Scientific Reports*, **7**, 5779 (2017).
24. G. Ran, J. Zhou, and Q. G. Wang, *J. Alloys Compd.* **421**, 80 (2006).
25. A. J. Ardell, *Metal. Trans. A* **16**, 2131 (1985).
26. R. C. Reed, The superalloys: fundamentals and applications, Cambridge university Press, Cambridge, (2008).
27. E. I. Galindo-Nava, L. D. Connor, and C. M. F. Rae, *Acta Mater.* **98**, 377 (2015).
28. G. E. Dieter, Mechanical Metallurgy, 3rd ed., McGraw-Hill, Boston, (1986).
29. O.R. Myhr, Ø. Grong, and S.J. Andersen, *Acta. Mater.* **49**, 65 (2001).
30. S. Esmaili, X. Wang, D. J. Lloyd, and W. J. Poole, *Metall. Mater. Trans. A* **34**, 751 (2003).
31. K. L. Kendig and D. B. Miracle, *Acta Mater.* **50**, 4165 (2002).