

平面研削에서의 殘留應力 分布에 관한 研究

A Study on Residual Stress Distribution in Surface Grinding

金 敬 年,* 鄭 載 天,** 金 基 先*
G. N. Kim, J.C.Cheong, K. S. Kim

ABSTRACT

In this study, it is intended to investigate the effect of the grinding conditions such as table feed, down feed, cross feed of residual stress distribution. And this distribution is investigated upon the grinding direction and the its orthogonal direction at ground layers. The material is used carbon steel (SM20C) which usually used to motor axis. And in order to be considered as Bernoulli-Euler beam, the dimension of the specimen is appropriately designed. According as corroiding the ground surface, the residual stress layers are removed and strain which occurred on account of unbalance of internal stress is detected by rosette-gate. Through A/D converter and computer, these values are saved and evaluated residual stress by stress-strain relation formula. Finally, these results are diagrammatized with Auto Cad.

The results obtained are as follows.

As the depth from the ground surface increases in grinding direction and its orthogonal direction, tensile residual stress exists in the surface, and subsequently it becomes compressive residual stress as it goes downward. As the table feed, the cross feed and the down feed increase, maximum residual stress is transformed from the tensile to the compressive.

1. 序 論

일반적으로 熱的, 機械的 處理에 의하여 發生된 殘留應力 중 壓縮殘留應力은 疲勞強度를 향상시켜주나, 殘留應力의 存在는 機械部品 등의 變形과 早期破壞의 原因이 되며 疲勞壽命과 耐腐蝕性에 많은 영향을 주고 있다.

加工方法, 條件 등의 變化에 따라 다르게 分布하는 殘留應力은 小型工作物의 왜곡(dis-tortion)을 일으키는 原因이 되고 製品의 寸수적인 經年變化를 가져다 주어 精密部品の 로서의 精密度를 저하시킨다.¹⁾ 따라서 小型의 精密部品을 많이 사용하는 航空産業 및 精密 機械産業에서 殘留應力 分布에 대한 분석이 요

* 仁荷大學校 大學院 機械工學科
** 仁荷大學校 工大 機械工學科 教授

망되고 있으므로 研削加工에 의하여 생성된 殘留應力 分布의 규명은 安全設計를 위해 해결해야 할 과제이다.

殘留應力은 1929년 獨逸의 Föppel, O.²⁾에 의하여 최초로 연구되었으며 그 후 많은 연구자들에 의하여 여러방면으로 연구되어 왔다. 그간의 研究者들이 使用한 殘留應力을 측정하는 實驗的인 方法으로는 초음파를 이용하는 超音波 檢査法, X-Ray 回折法³⁾, Siebel, E.⁴⁾에 의하여 提案된 應力弛緩法 등이 있으며, 最近에 들어서 貴志 好三 등⁵⁾이 有限要素法을 이용하여 숫들의 작용각에 대하여 잔류응력 분포를 해석하였다.

X-Ray 回折法은 X선을 走査한 국부범위에 그 測定이 한정되며 表面으로부터 2mm 이상 깊이의 應力測定은 不可能하다. 그리고 有限要素法에서는 초기조건인 研削作業時의 研削抵抗과 研削熱의 測定에 난점이 있다. 이에 반해 電氣化學的 測定方法은 非破壞檢査法과 같이 塑性變形을 수반하지 않으며 보다 넓은 範圍의 測定이 용이하다. 그러나 이 方法을 使用한 현재까지의 平面研削에 관한 研究에서는 대부분 숫들의 원주방향 應력만을 測定하는데 국한되어 있다.

本 研究는 표준상태의 기계 구조용 탄소강을 研削加工한 후 가공층의 殘留應力 分布를 규명한 것이다. 研削加工面을 腐蝕시키면 殘留應力 解除에 따라 變形을 일으키게 되고 이 變形을 殘留應力이 존재하지 않는 층까지 스트레인 게이지에 의하여 측정하고 이 결과를 應力-變位 關係式에 적용하여 研削加工에 의하여 發生된 殘留應力의 分布값들을 숫들의 원주방향 應력, 숫들의 축방향 應력, 즉 σ_x , σ_y 를 算定하였다.

2. 關係理論

2.1 任意的 層 除去時 連續層에서의 殘留應力

平面 研削作業에서 工作物은 높은 溫度와 큰 塑性變形을 받게 되므로 그 내부에 殘留應力이 發生하게 된다. 이 殘留應力의 測定을 위

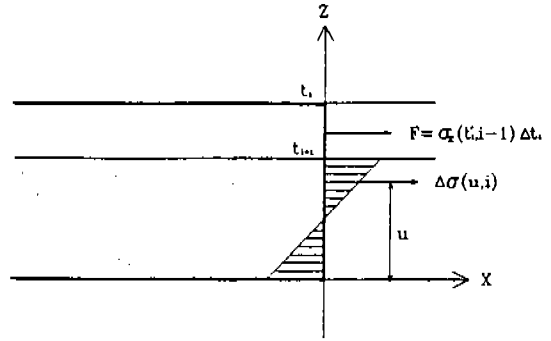


Fig.1 Stress distribution for removing arbitrary layer

하여 使用한 시험편은 한면이 研削加工된 平板이다. 이 시험편은 研削加工에 의하여 加工表面 근처에 殘留應力이 생긴다고 가정하였고, 여기서 X 방향은 숫들의 원주방향, Y 방향은 숫들의 축방향을 나타낸다.

Fig.1은 腐蝕方向에 따른 좌표계를 보여준 것이다. 또한 實驗에 앞서 다음과 같은 假說을 設定하였다.

- 1) 殘留應力의 狀態는 各 層에서 一定하다.
- 2) 殘留應力은 應力의 主軸안에서 論한다.
- 3) 假定된 殘留應力들 중 Z방향 應力인 σ_z 는 무시한다.

대단히 적은 양을 시험편의 研削加工된 面으로부터 除去할 때 平板의 自由端은 내부應력의 균형을 위하여 變形이 일어난다.

Fig.1에서 보여주는 바와같이 t_i 와 t_{i+1} 사이에 存在하는 층을 i 라 할 때 層 i 의 除去時 連續層에서의 殘留應力 分布는 수직력 F 와 모멘트 M 의 發生에 의한 것으로 생각할 수 있다.

여기서 $\sigma(u, i)$ 는 層 除去後 u 位值에서의 殘留應力(이하 “應力”)이고 특히 $\sigma(u, 0)$ 는 測定되어야 할 u 에서의 最初應力이라 하자. 層 除去後 任意的 거리 u 에서 나타나는 應力 $\Delta \sigma(u, i)$ 는 다음과 같이 引張力 F 와 모멘트 M 으로 표시되는 基礎的인 平衡方程式으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta \sigma(u, i) = \frac{F}{A} + \frac{My}{I} \quad (1)$$

$y = u - (t_{i+1}/2)$: 圓心으로부터의 거리
 $A = t_{i+1}$: 斷面積
 $I = (t_{i+1})^3/12$: 斷面 2次 모멘트

이때 除去된 層의 두께를 $\Delta t_i (= t_i - t_{i+1})$ 라 하면 X방향에 대하여 引張力 F 와 모멘트 M 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F = \sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i \quad (2)$$

$$M = \sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i (t_i/2) \quad (3)$$

그러므로 식(2), (3)을 식(1)에 대입하면

$$\begin{aligned}
 \Delta \sigma_x(u, i) &= \frac{\sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t}{t_{i+1}} \\
 &+ \frac{12 \sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i (t_i/2) \{u - (t_{i+1}/2)\}}{(t_{i+1})^3} \\
 &= \frac{6 \sigma_x(t'_i, i-1) t_i \cdot u \cdot \Delta t_i}{(t_{i+1})^3} \\
 &- \frac{3 t_i \cdot t_{i+1} \cdot \sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i}{(t_{i+1})^3} \\
 &+ \frac{\sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i}{t_{i+1}} \\
 &= \frac{6 \sigma_x(t'_i, i-1) t_i \cdot u \cdot \Delta t_i}{(t_{i+1})^3} \\
 &- \frac{(3 t_i - t_{i+1}) \sigma_x(t'_i, i-1) \Delta t_i}{(t_{i+1})^3}
 \end{aligned}$$

t'_i 는 層의 平均높이 이므로

$$t'_i = \frac{t_i + t_{i+1}}{2}$$

$\therefore t_i = 2 t'_i - t_{i+1}$ 로 쓸 수 있다.

미소두께가 腐蝕除去될 때 應力에 기인한 變形 $\Delta \epsilon_x(o, i)$ 와 $\Delta \epsilon_y(o, i)$ 는 層除去에 의하여 塑性變形이 일어나지 않는다고 假定하

면, Hooke의 法則에 의하여 應力과의 關係로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\left. \begin{aligned}
 \Delta \sigma_x(o, i) &= \frac{E}{1-\nu^2} \\
 [\Delta \epsilon_x(o, i) + \nu \Delta \epsilon_y(o, i)] \\
 \Delta \sigma_y(o, i) &= \frac{E}{1-\nu^2} \\
 [\Delta \epsilon_y(o, i) + \nu \Delta \epsilon_x(o, i)]
 \end{aligned} \right\} (4)$$

와 같이 된다. 식(4)를 이용하여 $i-1$ 層까지의 腐蝕除去後 i 層에서의 應力을 구할 수 있다($u = 0$ 에서).

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_x(t'_i, i-1) &= \frac{-E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_x(o, i) + \\
 &\nu \Delta \epsilon_y(o, i)] \frac{(t_{i+1})^2}{2(3t'_i - 2t_{i+1}) \Delta t_i} \\
 \sigma_y(t'_i, i-1) &= \frac{-E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_y(o, i) + \\
 &\nu \Delta \epsilon_x(o, i)] \frac{(t_{i+1})^2}{2(3t'_i - 2t_{i+1}) \Delta t_i}
 \end{aligned} \right\} (5)$$

2.2 表面으로부터 各層에서의 殘留應力

Δt 의 有限두께로 $i-1$ 層까지 除去할 때 식(5)에 의하여 i 層에서 計算되는 應力값은 그 以前 層까지의 제거결과가 包含된 것이다. 그러므로 i 層에서의 應력은 바로 前層인 $i-1$ 層까지의 除去結果를 除外시켜야 하므로 다음과 같이 表示할 수 있다.

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_x(t'_i, o) &= \sigma_x(t'_i, i-1) \\
 &- \sum_{j=1}^{i-1} \Delta \sigma_x(t'_i, j) \\
 \sigma_y(t'_i, o) &= \sigma_y(t'_i, i-1) \\
 &- \sum_{j=1}^{i-1} \Delta \sigma_y(t'_i, j)
 \end{aligned} \right\} (6)$$

가 되므로 식(6)은

$$\sigma_x(t'_i, o) = \sigma_x(t'_i, i-1) - \sum_{j=1}^{i-1} \left[\frac{6(2t'_j - t_{j+1}) \sigma_x(t'_j, j-1)}{(t_{j+1})^3} \left(\frac{3t_i(2t'_j - t_{j+1})}{t_{j+1}(3t'_i - 2t_{j+1})} - 1 \right) \right] \Delta t_j$$

가 된다. 여기에 식(5)를 대입하면

$$\sigma_x(t'_i, o) = \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_x(o, i) + \nu \Delta \epsilon_y(o, i)] - \frac{(t_{i+1})^2}{2(3t'_i - 2t_{i+1}) \Delta t_i} - \sum_{j=1}^{i-1} \frac{6(2t'_j - t_{j+1})}{(t_{j+1})^3} \cdot \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_x(o, j) + \nu \Delta \epsilon_y(o, j)] \times \frac{(t_{j+1})^2}{2(3t'_j - 2t_{j+1})} \left[t'_i - \frac{t_{j+1}(3t'_j - 2t_{j+1})}{3(2t'_j - t_{j+1})} \right]$$

결국 試驗에 기초한 各層들의 X, Y 방향에 대한 殘留應力의 일반식은 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\sigma_x(t'_i, o) = \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_x(o, i) + \nu \Delta \epsilon_y(o, i)] - \frac{(t_{i+1})^2}{2(3t'_i - 2t_{i+1}) \Delta t_i} + \sum_{j=1}^{i-1} \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_x(o, j) + \nu \Delta \epsilon_y(o, j)] \left[\frac{3t_i(2t'_j - t_{j+1})}{t_{j+1}(3t'_i - 2t_{j+1})} - 1 \right]$$

$$\sigma_y(t'_i, o) = \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_y(o, i) + \nu \Delta \epsilon_x(o, i)] - \frac{(t_{i+1})^2}{2(3t'_i - 2t_{i+1}) \Delta t_i} + \sum_{j=1}^{i-1} \frac{E}{1-\nu^2} [\Delta \epsilon_y(o, j) + \nu \Delta \epsilon_x(o, j)]$$

가 된다.

E : 縱彈性 係數

ν : Poisson's ratio

따라서 식(7)을 이용하여 各層에서의 X, Y 방향의 殘留應力을 계산해 낼 수 있다.

3. 實驗方法

3.1 實驗裝置

平面 研削加工面に 있어서 숫들의 원주방향 및 축방향의 殘留應力 分布를 糾明하기 위하여 本 研究에 사용된 實驗 및 測定裝置는 Table 1 과 같다.

Table 1 Specifications of experimental and measuring apparatus

Item	Specifications
Surface grinder	Top table feed : 23m/min Tbp cross feed : 6.35mm/pass.
Strain amplifier	2 channel Max. range : ± 10V
DC power supply	Voltage : 0~50V Charge : 0~5A

3.2 試驗片 製作

本 研究에 使用된 試驗片은 標準狀態의 기계 구조용 탄소강을 선택하였으며 그 化學的 成分 및 機械的 性質은 Table 2 와 같다.

試驗片의 크기는 Bernoulli-Euler beam으로 간주할 수 있도록 80×80×7(mm)로 하였으며 上面은 정면 밀링작업을 하였다. 이때 시험편은 밀링작업에 의하여 발생될 수 있는 殘留應力을 최소화 하기 위하여 0.5mm씩 加工하였다. 또 研削作業에서 縱方向 移送(cross feed) 0.2mm/pass, 橫方向 移送(table feed) 13m/min 로 고정하고 研削깊이(down

Table 2 Chemical compositions and mechanical properties(Wt.%)

Chemical compositions				
C	Mn	Si	P	S
0.19	0.78	0.015	0.020	0.011
Mechanical properties				
Hardness (HB)	Tensile Strength (MPa)	Yield Strength (MPa)	Young's Modulus (MPa)	Poisson's Ratio
75	466	290	206660	0.28

feed)를 5 μ m로 하여 20회, 즉 100 μ m까지 研削한 후 2.5 μ m로 하여 25 μ m까지 初期研削 하였다.

3.3 加工方法

本 研究에서는 平面 研削加工에서 横方向 移送, 縦方向 移送, 研削깊이를 各各 8, 13, 18, 23(m/min), 0.5, 1, 1.5, 2(mm/pass), 10, 15, 20, 25(μ m)로 變化시키면서 濕式 및 乾式 研削한 후 가공면의 表面域에 存在하는 殘留應力 分布를 숫들의 圓周방향 및 軸방향으로 구별하여 분석하였다.

研削숫들의 圓周속도를 1740 m/min로 고정하고 마그네틱 척에 시험편을 고정한 다음 위에서 設定된 條件에 맞추어 實驗하였다. 평판을 研削하기 위한 研削숫들은 Al₂O₃ 계의 WA 숫들을 사용하였고 숫들의 粒度, 結合度, 組織, 結合劑는 46K 7V로 하였다.⁶⁾ 숫들의 크기는 209×19×50.8(mm)이다.

3.4 測定方法

研削加工된 평판을 腐蝕除去시키면서 殘留應力을 測定하기 위한 계통도는 Fig. 2와 같다.

腐蝕條件으로는 5%염화나트륨 水溶液을 電解液으로 사용하였으며,⁷⁾ 부식을 위하여 공급되는 직류전원은 電壓 10V, 電流 4A로 고정하였고 試驗片에는 陽極을 固定臺에 부착된 黃銅板에서 陰極을 걸어서 부식을 실시하였다. 이 때 研削加工面 이외의 면은 腐蝕을 방지하기 위하여 부식방지 paint를 칠하였다.

腐蝕을 시키면 殘留應力이 解除되고 이에 따라 内部應力의 均衡이 깨어지게 되고 평판

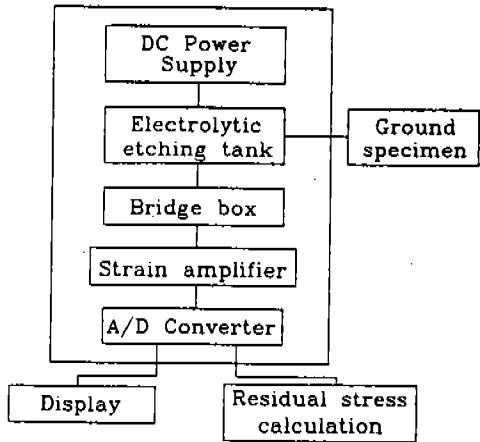


Fig.2 Block diagram of experimental set-up

은 變形을 일으키게 된다. 이를 殘留應力이 존재하지 않는 層, 즉 變形이 발생하지 않는 層까지 腐蝕을 시켜 그때까지의 各 층에서의 變形量을 스트레인 게이지에서 감지하였다. 이 변형량은 bridge box를 거쳐 strain amplifier에서 增幅된 후 A/D converter에서 變換시켜 이 값을 應力-變形率 關係式에 의하여 殘留應力으로 換算하였다. 이 結果는 Auto Cad에 자동입력시켜 圖表를 그릴 수 있게 프로그램을 作成하였다.

4. 實驗結果 및 考察

4.1 横方向 移送이 殘留應力 分布 및 最大殘留應力에 미치는 影響

Fig. 3, 4는 研削깊이 15 μ m, 縦方向 移送 1mm/pass로 고정시킨 상태에서 横方向 移送를 8, 23(m/min)로 變化시킨 경우에 濕式

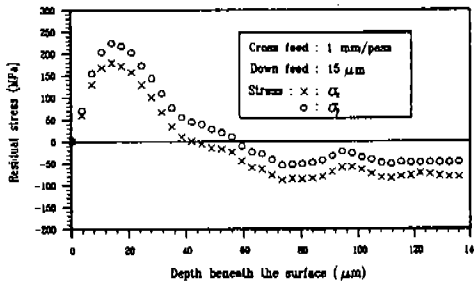


Fig. 3 Residual stress distribution at table feed of 8m/min (with coolant)

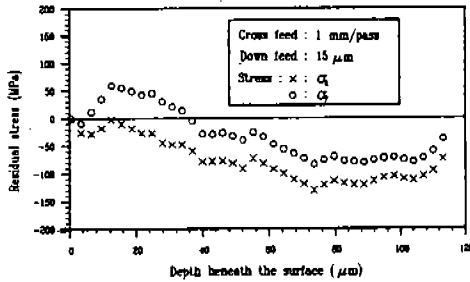


Fig. 4 Residual stress distribution at table feed of 23m/min (with coolant)

研削時 가공면에서 발생하는 잔류응력을 표면 밑 부분의 깊이 변화에 대하여 도시한 것이다. Fig. 3에서 보면 숫돌의 원주방향응력 σ_x 와 숫돌의 축방향응력 σ_y 共히 표면에 近接한 領域에서는 인장응력을 나타내고 있으나 표면부위에서 멀어질수록 점차 압축응력으로 反轉된다. 또한 표면부위의 인장응력에서는 숫돌의 원주방향응력 (이하 " σ_x "라 한다) 보다는 숫돌의 축방향응력 (이하 " σ_y "라 한다) 이 크게 존재하나 압축응력이 존재하는 영역에서는 σ_x 가 크게 존재함을 볼 수 있다. 그리고 최대잔류응력을 갖는 層의 깊이는 두방향 모두 15~20 μm 범위에서 存在하고 있으나 인장응력에서 압축응력으로 轉換되는 反轉點은 σ_x 가 σ_y 보다는 다소 깊음을 볼 수 있다.

橫方向 移送이 증가됨에 따라 경향은 대체로 비슷하나 표면부근의 인장응력은 Fig. 3의 경우보다 다소 감소되었으며, 표면 밑 부분의 압축응력은 오히려 증가된 경향을 볼 수 있다. 이에 대한 현상은 Fig. 4에 도시하였다. 결국 橫方向 移送이 증가할 수록 인장응력은 감소

하고, 압축응력은 증가하며 응력의 符號가 바뀌게 되는 反轉點은 점차 표면역 부근으로 접근함을 알 수 있다.

일반적으로 研削에 의하여 발생하는 殘留應力은 ①研削시 材料内部에 발생하는 塑性變化, ②연삭숫돌이 被削材에 가하는 압력에 의하여 발생하는 버니싱 작용, ③연삭시의 發熱은 切削에 비하여 상당히 높기 때문에 발생하는 熱應力의 영향, ④재료의 組織變化 등에 영향을 받게 된다.⁸⁾

따라서 위에서 언급한 결과들을 분석하여 보면 橫方向 移送이 증가할 수록 塑性變化에 의한 영향에서 연삭 버니싱에 의한 영향이 증가됨으로써 얻어지는 結果로 생각된다.

Fig. 5, 6은 위와 같은 條件에서 乾式作業하였을 때 가공면에서 발생하는 응력분포를 도시한 것이다. 이들 그림에서 보면 橫方向 移送이 적은 경우에는 큰 인장력이 표면층 부근에서 존재하고 橫방향 이송이 23m/min 이상에서는 오히려 감소하는 경향을 나타내고

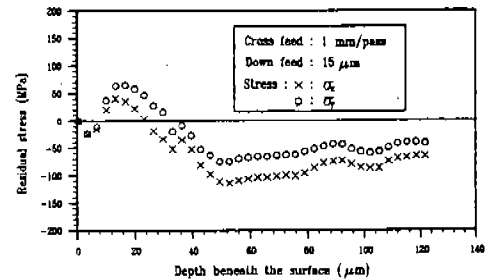


Fig. 5 Residual stress distribution at table feed of 8m/min (without coolant)

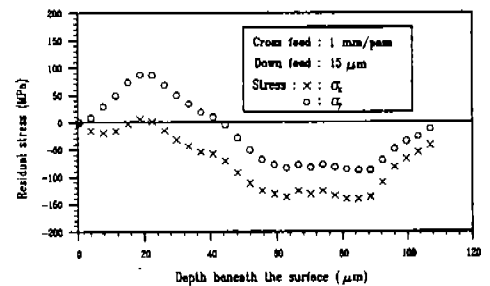


Fig. 6 Residual stress distribution at table feed of 23m/min (without coolant)

있다. 또한 反轉點을 지나 압축응력 영역에서는 횡방향 이송이 증가할 수록 압축응력도 약간 증가하고 있다. 가공면은 研削作用에 앞서는 연삭숫돌의 미끄럼 현상이 존재하고 또 高速, 微量 절삭이기 때문에 單位 體積當 연삭 에너지가 크게 됨으로써 높은온도에 도달하게 된다. 따라서 위의 현상은 이러한 열응력과 塑性變形의 영향으로 인하여 어느 조건까지는 증가하지만 횡방향 이송이 더 증가하게 되면 熱應力이 반전되어 압축응력으로 나타나게 된다.

한편 횡방향 이송이 最大殘留應力에 미치는 影響을 보면 Fig. 7에서 처럼 숫돌의 원주방향에 있어서 濕式作業의 경우는 횡방향 移送이 증가할 수록 점차 減少하다가 횡방향 이송이 18m/min 이상에서는 壓縮應力으로 轉換된다. 반면 乾操作業의 경우에 최대응력은 큰폭으로 증가하다 23 m/min 이상에서 압축응력으로 轉換된다. 이 현상은 研削에 앞서는 미끄럼 현상이 存在하고 高速, 微量 切削이기 때문에 단위 체적당 연삭 에너지가 커지기 때문에 높은 온도에 도달하게 되고, 횡

방향 移送이 더 增加하게 되면 熱應力이나 研削作用에 의한 塑性變形에 의한 영향보다는 研削 버니싱과 變態應力에 의한 영향이 더 커지기 때문이다.

Fig. 8에서 처럼 숫돌의 축방향에서도 최대응력은 원주방향과 같은 경향을 보이고 있으나 乾式作業의 경우에 횡방향 이송이 23m/min 이상에서의 응력 감소량은 다소 적음을 알 수 있다.

4.2 研削깊이가 殘留應力 分布 및 最大殘留應力에 미치는 影響

Fig. 9, 10은 횡방향 이송 18m/min, 종방향 이송 0.5mm/pass로 일정하게 하고 연삭 깊이를 10, 25(μm)로 變化시키면서 濕式研削한 경우의 殘留應力 分布를 나타낸 것이다.

Fig. 9에서 보면 표면에서는 무시할 수 있을 정도로 적은 값이지만 압축응력이 존재하며 그 이후 약간의 인장응력이 존재하다 압축응력으로 다시 전환됨을 볼 수 있다. 인장응력 영역에서는 σ_x 보다 σ_y 가 크나 壓縮應力에서는 σ_x 가 크게 작용하고 있다. 표면에

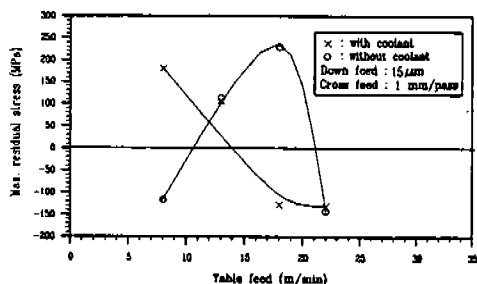


Fig. 7 Effect of table feed for Max. residual stress (the stress of grinding direction)

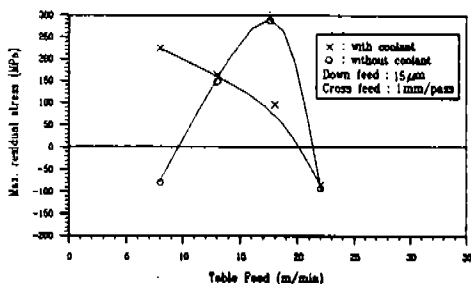


Fig. 8 Effect of table feed for Max. residual stress (the stress of direction orthogonal for grinding)

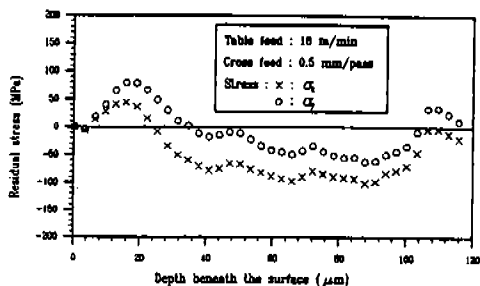


Fig. 9 Residual stress distribution at down feed of 10 μm (with coolant)

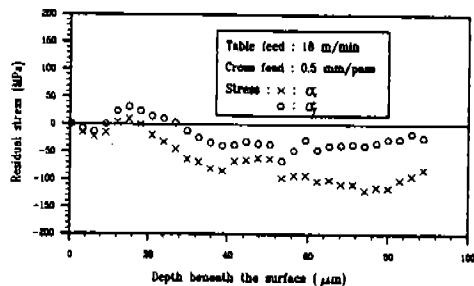


Fig. 10 Residual stress distribution at down feed of 25 μm (with coolant)

서 壓縮應力의 發生은 縱方向 移送이 적기 때문에 單位 體積當의 研削 에너지가 적게되고 따라서 온도에 의한 영향 보다는 연삭 버니싱에 의한 영향이 크기 때문이다. 또한 표면으로부터 40 μm 이후에 발생하는 壓縮應力은 研削 버니싱에 의한 영향이라 사료된다.

연삭깊이가 더 증가함에 따라 그 경향은 위와 비슷하지만, 크기에 있어서는 다소 증가하고 있으나, Fig. 10에서는 오히려 응력이 감소하고 있다. 이는 熱作用, 摩擦作用, 塑性變化 등의 影響이 相互作用하여 서로 상쇄된 結果로 추측된다.

Fig. 11, 12는 위와 같은 조건에서 건식연삭하였을 때의 應力分布 狀況을 도시한 그림이다. 연삭깊이가 증가할 수록 표면역에서 높은 引張應力이 존재하나 25 μm 이상의 연삭깊이에서는 오히려 表面域에서 압축응력이 존재하고 있다. 이는 연삭깊이가 크기 때문에 溫度에 의한 應力의 影響이 이 깊이까지 미치지 못하기 때문에 研削 버니싱에 의한 영향이 더 크게 되어 표면역에 壓縮應力이 존재하게 된다.

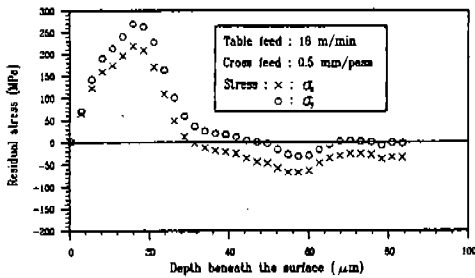


Fig. 11 Residual stress distribution at down feed of 10 μm (without coolant)

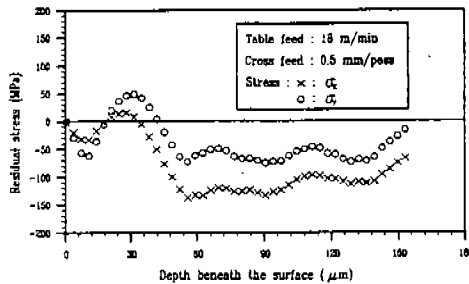


Fig. 12 Residual stress distribution at down feed of 25 μm (without coolant)

綜合的으로 보아 乾式, 濕式作業 각각의 경우에 있어서 作業條件 變化에 대하여 비슷한 應力값을 나타내고 있는데 이는 0.5 mm/pass의 적은 縱方向 移送에서 25 μm 범위 이내의 研削깊이 變化는 應力에 큰 영향을 미치지 못하기 때문이라 생각된다.

研削깊이가 最大殘留應力에 미치는 영향을 보면 Fig. 13에서 처럼 숫돌의 원주방향에서는 濕式作業의 경우에 모두 壓縮應力에서 最大값을 갖고 있으며 연삭깊이에 대하여 큰 變化를 나타내지 않는다. 乾式作業의 경우에는 Fig. 14와 같이 20 μm 까지는 높은 인장응력을 받고 있으나 연삭깊이 25 μm 에서는 最大응력이 압축응력으로 反轉되었음을 볼 수 있다.

숫돌의 축방향의 경우는 濕式의 경우 낮은 인장응력을 가지며 연삭깊이가 깊어져도 最大응력에는 큰 變化없이 거의 일정한 傾向을 보이고 있다. 건식작업의 경우에는 숫돌의 원주방향에서 처럼 연삭표면으로부터 25 μm 이상에서는 압축응력을 나타내고 있다.

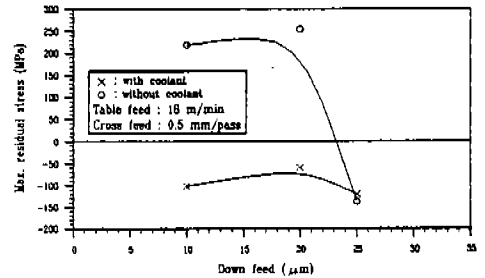


Fig. 13 Effect of down feed for Max. residual stress (the stress of grinding direction)

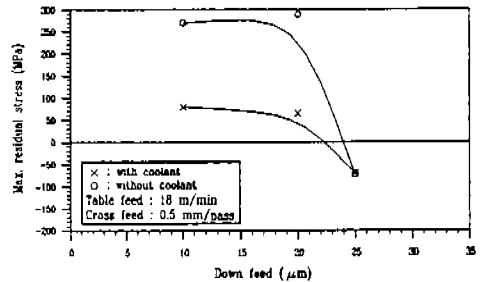


Fig. 14 Effect of down feed for Max. residual stress (the stress of direction orthogonal for grinding)

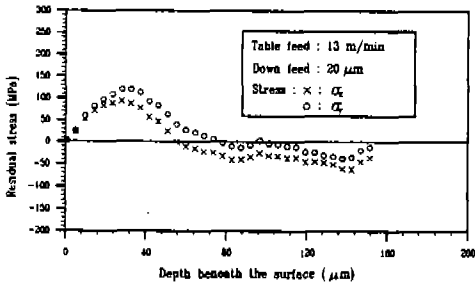


Fig. 15 Residual stress distribution at cross feed of 0.5 mm/pass (with coolant)

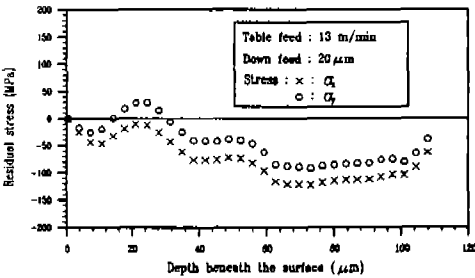


Fig. 16 Residual stress distribution at cross feed of 2 mm/pass (with coolant)

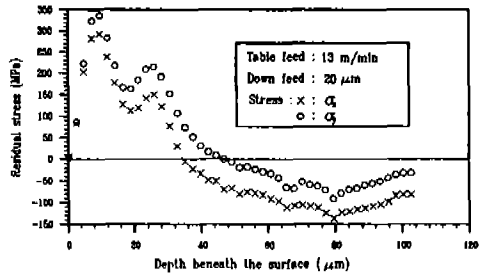


Fig. 17 Residual stress distribution at cross feed of 0.5 mm/pass (without coolant)

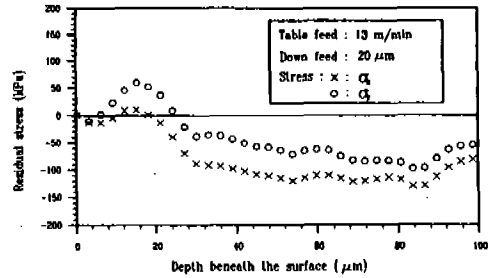


Fig. 18 Residual stress distribution at cross feed of 2 mm/pass (without coolant)

4.3 縱方向 移送이 残留應力 分布 및 最大 残留應力에 미치는 影響

Fig. 15, 16은 橫方向 移送 13m/min, 研削깊이 20 μm로 一定하게 하고 縱方式 移送을 0.5, 2(mm/pass)로 反轉시키면서 습식연삭한 경우 表面으로부터의 깊이에 대한 残留應力 分布를 도시한 그림이다. 이들 그림에서 보면 表面부근에서는 σ_x 가 σ_y 보다 적으나 壓縮應力領域에서는 큰 값을 가지고 있음을 볼 수 있다. 이러한 傾向들이 특히 表面領域에서 큰 차이를 나타내고 있는 것은 縱方式 移送이 크질수록 研削面積이 많게 됨에 따라 熱應力の 反轉 및 塑性變形에 의한 影響이 감소하기 때문이라 사료된다.

한편 위와 같은 조건에서 乾式研削한 경우에 대한 應力分布를 Fig. 17, 18에 도시하였으며 應力の 값에 있어서는 약간의 차를 나타내고 있지만 傾向은 거의 비슷하게 나타나고 있다. 즉 縱方式 移送이 증가할수록 表面域에 존재하고 있던 引張應력은 점차 감소하며, 表面 밑 부분의 壓縮應력은 다소 증가하고 있다. 또한 濕式研削한 경우에 있어서 수

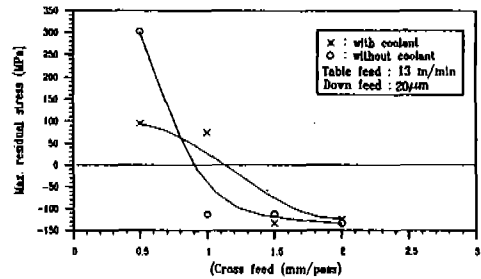


Fig. 19 Effect of cross feed for Max. residual stress (the stress of grinding direction)

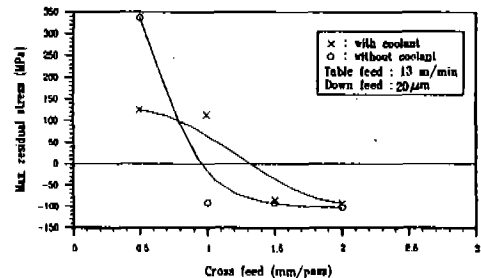


Fig. 20 Effect of cross feed for Max. residual stress (the stress of direction orthogonal for grinding)

들의 원주방향과 축방향에 대한 最大 残留應力의 變化를 보면 縱方向 移送이 크질수록 引張應力에서 壓縮應力으로 거의 直선적으로

감소하며 壓縮應力에서는 변화가 거의 없다. 이러한 경향은 乾式研削의 경우에 있어서도 같은 現象을 보여주고 있다. 이에 대한 그림은 Fig. 19. 20에 나타나 있다.

이 현상으로 보아 研削條件이 증가할 수록 연삭면의 表面附近에서는 대단히 복잡한 應력의 相互干涉現象이 있을 것으로 추측된다.

5. 結 論

본 연구는 平面 研削加工된 표준상태의 機械 構造用 炭素鋼(SM20C)에 있어서 表面域 부근에 生成된 긱들의 원주방향 및 축방향의 殘留應力 分布를 규명한 것이다. 作業條件은 횡방향 이송, 연삭깊이 및 종방향 이송을 변화시키면서 乾式 및 濕式作業으로 설정하였다. 殘留應力の 解除에 의하여 발생하는 變形量은 電解研磨法을 이용하여 스트레인 게이지를 통하여 檢出하였으며, 이를 殘留應力으로 換算하여 그 結果를 분석하면 아래와 같다.

1) 橫方向 移送이 증가할 수록 表面層 附近의 인장應력은 점차 감소하고 表面밀부분의 압축應력은 증가하여 應力の 符號가 바뀌게 되는 反轉點은 두 방향 應력 모두 表面域에 가까워 진다. 이는 소성변형에 의한 영향에서 연삭 버니싱에 의한 영향이 증가되기 때문이다.

2) 橫方向 移送이 증가할 수록 最大殘留應力은 긱들의 원주 및 축방향 共に 인장에서 압축應력으로 轉換된다.

3) 研削깊이가 증가할 수록 表面層 附近의 인장應력은 긱들의 원주 및 축방향 모두 감소하며 表面밀 부분의 압축應력은 증가한다. 이는 열應력으로 인한 영향에서 연삭 버니싱에 의한 영향이 表面 가까이 갈수록 크지기 때문이다.

4) 研削깊이의 증가에 대하여 最大殘留應力은 모두 壓縮應力으로 存在하고 있으며 10

~25 μ m 범위 내에서는 큰 변화를 보이지 않는다.

5) 縱方向 移送 增加에 따라서 表面層 附近의 인장應력은 감소하고 1.5mm/pass 에서는 압축應력만 존재하며 그 크기는 점차 증가한다. 이는 縱方向 移送이 크질수록 研削面積이 많게 됨에 따라 熱應力の 反轉 및 塑性變形에 의한 영향이 감소되기 때문이다.

6) 最大殘留應力은 긱들의 원주 및 축방향 모두 縱方向 移送이 증가할 수록 인장에서 압축應력으로 轉換된다.

參 考 文 獻

1. 白井 英治, 切削·研削 加工學(下), 公立出版, 1985, p. 72.
2. Föppl, O., Das Drücken der Oberfläche von Bauteile aus Stahl, Stahl und Eisen, Vol. 49. 1929, pp. 575 ~ 577.
3. 三好 良夫, X線にする 表面殘留應力の解析, JSME, Vol. 55, No. 8. 1989, pp. 1355 ~ 1359.
4. Siebel, E., Slice Cut from Rolled Tubing and Slice Bores out to Determine Residual Tangential Stresses, Inst. Eisenforsch, Vol. 11, 1929, pp. 279 ~ 285.
5. 貴志 好三, 江田 弘, 롤 圓筒研削加工層의 殘留應力에 關する 實驗的研究, 精密學會秋季大會, 1972, pp. 21 ~ 28.
6. 金永振, 金弘在, 精密工作法, 大光書林, 서울, 1986, pp. 225 ~ 228.
7. 鹿田 順生, 伊東 祐光, 菊地 蕙, 電解加工における各種加工液の加工特性について, 精密機械, 36卷 2號, 昭和 44年, pp. 94 ~ 100.
8. 米谷 茂, 殘留應力の發生と對策, 養賢堂, 1983, pp. 49 ~ 57.