

焼入れ中炭素鋼の圧縮強さと硬さの関係に及ぼす加工硬化の影響

水野 湧太^{*1}, 熊谷 正芳^{*2}, 田邊 晃弘^{*1}, 新部 純三^{*1}

Effect of work-hardening on the relationship between compressive strength and hardness of quenched medium carbon steel

Yuta MIZUNO^{*1}, Masayoshi KUMAGAI^{*2}, Akihiro TANABE^{*1} and Junzo SHIMBE^{*1}

^{*1}THK co., Ltd

2-12-10 Shibaura, Minato-ku, Tokyo 108-8506, Japan

^{*2}Department of Mechanical Systems Engineering, Faculty of Science and Engineering, Tokyo City University

1-28-1 Tamazutsumi, Setagaya-ku, Tokyo 158-8557, Japan

Received: 1 September 2023; Revised: 24 October 2023; Accepted: 27 December 2023

Abstract

Since it is known that tensile strength and hardness are roughly proportional, a hardness test is often used as a simple and substitute test. However, it has been reported that the proportional relationship between tensile strength and hardness is broken above 595 HV (≈ 55 HRC). Besides, there are few examples of mechanical properties determined by compression tests despite the fact that high-hardness and high-strength materials subjected to significant compressive stress are used in machine element parts, e.g. bearings. Tensile strength is used instead of compressive strength for the design. Thus, the relationship between hardness and compressive strength in hard materials, quenched medium carbon steel, was revealed. The compressive strength at 8% plastic strain (compressive strength) was almost the same as the maximum compressive strength. The compressive strength and hardness were at their maximum in the as-quenched specimen and decreased with the increase in tempering temperature. The compressive strength and hardness had a linear relationship up to 2000 MPa similar to the relationship of tensile tests. However, the compressive strength increased slightly in relation to the hardness above 2000 MPa in contrast to tensile tests. Thus, the work-hardening index was introduced as a variation parameter to the function that expresses the relationship between compressive strength and hardness to obtain better estimation. The estimated compressive strengths using the work-hardening index are agreed well to the experimental results.

Keywords : Hardness, Compressive test, Compressive strength, Work-hardening index, Medium carbon steel

1. 緒 言

軸受製品は機械要素部品として装置の可動部に多く用いられており、その性能は装置の剛性や寿命に直接影響することから、高硬度かつ高強度な材料が用いられている。軸受に外部荷重が作用すると、内部に組み込まれた個々の転動体に荷重が分配され、転動体と軌道面間には大きな圧縮応力が作用することになる。この圧縮応力の許容値として静定格荷重 (JIS, 2023) が定義されており、転がり軸受に作用する荷重が静定格荷重を上回らないよう装置設計が行われている。静定格荷重は軌道面と転動体の総永久変形量が、転動体直径の約 10^{-4} となる荷重であり、その永久変形量を測定するためには正確性の高い圧縮試験の実施が求められるが、金属材料において実際の圧縮試験からその機械的性質を確かめた報告は少なく (納富他, 1983)、引張試験から得られた機械的性質を用いて考察されるのが一般的である。しかし、弾性限が明確に表れない高硬度材の引張試験結果 (新部他, 2021) からでは静定格荷重の算出などが正確に行われていない可能性がある。

機械的性質を取得する、その他のアプローチとしては押し込み硬さと単軸負荷試験から得られる引張や圧縮における物性値が比例関係であることを利用して硬さから推定する方法があげられる。しかし、押し込み硬さと引張強さとの関係は多く論じられている (Datsko et al., 2001), (Pavlina and Tyne, 2008), (Zhang et al., 2011) が、一般に示されている換算表 (SAE, 2018) には 595HV (55HRC 相当) を超える高硬度領域においては引張強さのデータは記載されていない。引張試験はその応力状態から与えられるひずみが小さくなる一方で、圧縮試験は引張試験と比較して高ひずみ領域までの応力ひずみ線図を得ることができる利点があり、応力ひずみ線図における 8% 塑性ひずみ時の負荷応力は押し込み硬さと高い相関があることが知られている (Tabor, 1951)。しかし、高硬度領域においては圧縮試験から検証した例は少なく、引張試験を試みた例では引張強さと硬さの比例関係が崩れているという報告 (新部他, 2021), (Uchima et al., 2022) もあり、高硬度領域における単軸負荷試験による強さと硬さ試験の関係についての十分な結果は示されていない。そのため、この範囲における実データに基づく検討は単軸負荷試験によって得られる強さと硬さとの関係性を理解するうえで重要であり、製品性能予測をより高精度にすることができると考えられる。

そこで、本研究では軸受材料として用いられている中炭素鋼を対象に 595HV を超える高硬度材を含めた種々の硬さを有する試験片を焼入れ焼きもどしの熱処理により作製し、実際に圧縮試験および硬さ試験を行い圧縮強さと硬さの関係について考察した。

2. 実験方法

2・1 供試材

供試材には軸受製品に用いられている中炭素鋼 (0.53%C, AISI1552 相当) を用いた。直径 13.2 mm の圧延材を $\phi 9.3 \times 17.3$ mm に機械加工したのち、表 1 に示す条件で焼入れ焼きもどしを行った。焼入れは真空熱処理炉で 830°C にて 120 min 保持後に油焼入れした。焼きもどしは電気マuffle 炉にて所定の温度で 120 min 保持し、その後空冷した。焼入れ焼きもどし後、試験片形状が $\phi 9 \times 17$ mm となるように機械加工した。

Table1 Heat treatment conditions.

Sample Name	Heat treatment	Quenching temperature °C	Tempering temperature °C
AsRoll	-	-	-
Q	Quenching	830	
Q+T(140)	Quenching + Tempering		140
Q+T(160)			160
Q+T(190)			190
Q+T(220)			220
Q+T(290)			290
Q+T(390)			390
Q+T(490)			490

2・2 硬さ試験および圧縮試験方法

硬さはビッカース硬度計 (HMV-G21D, 島津製作所) を用い、測定荷重を 2.97 N, 保持時間を 10 s として圧縮試験片の長手方向に垂直な断面を測定した。このとき中心から外周部に向かって 9 点の測定を行い、半径方向に硬さ分布が無いことを確認した。なお、本論文の中ではビッカース硬さを単に硬さと呼ぶ。また、HV (=9.8 MPa) で表される硬さの変数を H_V , 単軸負荷試験の強さで用いる応力と同じ単位、つまり MPa に変換した場合を H_V' と表記する。また、レーザー顕微鏡 (LEXT OLS4100, オリジナル) を用い、硬さ試験による圧痕の各辺の中心から対面の辺の中心を通る直線の高さプロファイルを取得した。

圧縮試験は万能試験機 (MTS312.41, MTS) を使用し、クロスヘッド変位制御により圧縮速度 1 mm/min で荷重を作用させた。サンプリング周波数は 100 Hz で、ひずみ測定にはひずみゲージを用いた。

3. 実験結果

図 1 にそれぞれの条件にて熱処理を施した試験片の硬さを示す。図中において、焼入れまま材は焼きもどし温度 0°C として示し、参考として圧延材の結果を一定の直線として示す。焼入れまま材が 722HV と最も硬く、焼きもどし温度 140°C では焼入れまま材とほぼ同じ硬さであったが、140°C 以上では焼きもどし温度が上昇するにしたがって硬さが低下し、490°C 焼きもどし材では 338HV となった。

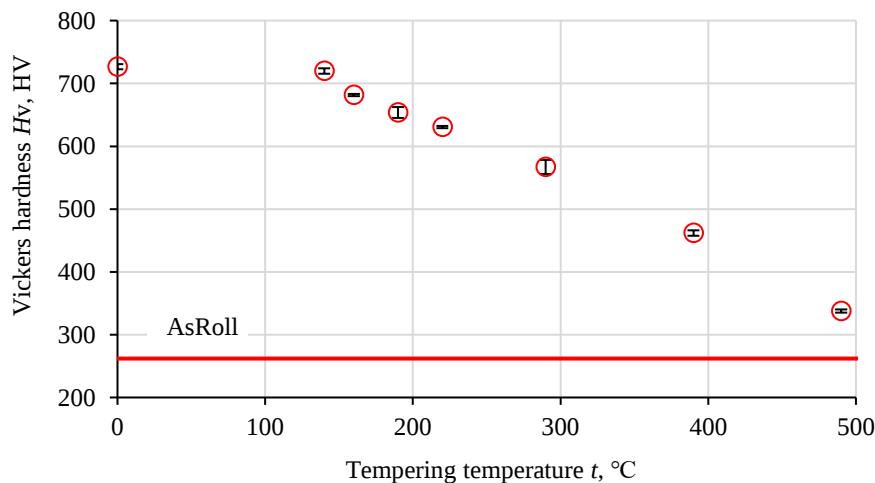


Fig. 1 Vickers hardness as a function of tempering temperature. The red line shows the hardness of the as-rolled specimen. The hardness of the as-quenched specimen was the highest and then decreased increasing with a tempering temperature over 140°C, and approached the hardness of the as-rolled specimen.

硬さ試験による圧痕付近の表面高さプロファイルを得るため、圧痕の各辺の中心から対面の辺の中心を通る直線に沿った測定を 2 方向について行った。このうち 1 本のプロファイル为例として図 2 に示す。また、測定した表面高さプロファイルから得た焼きもどし温度毎の圧痕における pile-up 量 h_p を図 3 に示す。Pile-up 量は各プロファイルが平行となる箇所から高さが最大となる点の高さを算出し、得られた 2 点の平均値として示した。圧痕はいずれの場合においても pile-up 型を示した。焼入れまま材において pile-up 量が最小となり、焼きもどし温度の上昇に従って pile-up 量が大きくなる傾向が見られた。

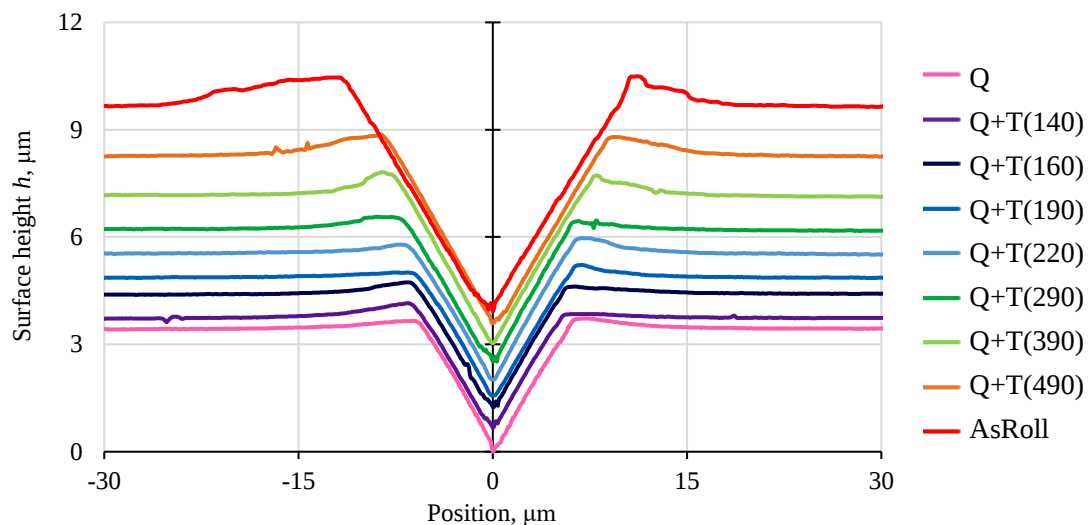


Fig. 2 Height profiles measured along a line passing through the center of an edge of a rectangular indent and the center of the opposite side. In addition to reducing indent size, pile-up height also increased with tempering temperature.

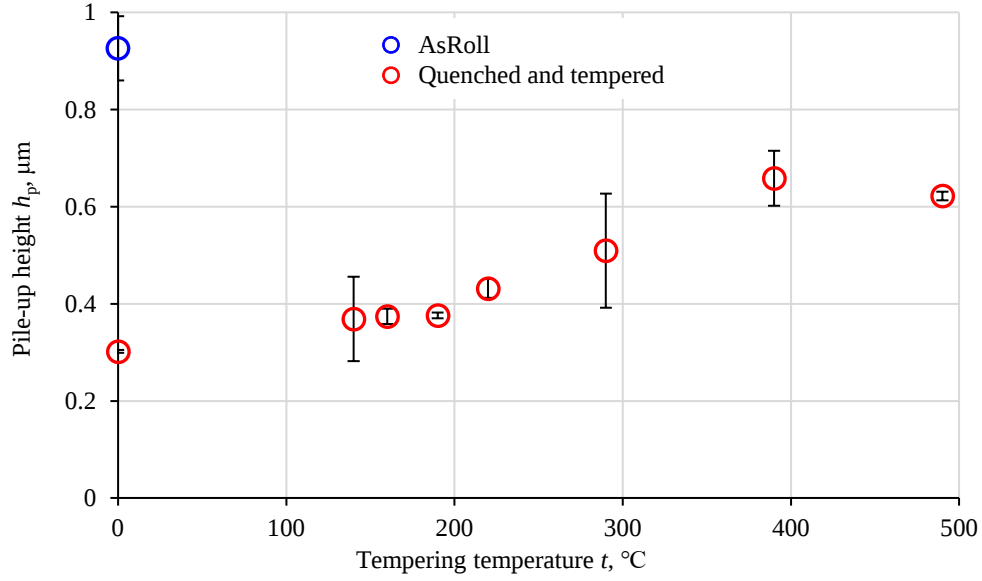


Fig. 3 Relationship between tempering temperature and the pile-up height. In the as-quenched specimen, the height was the smallest, and it increased with increasing tempering temperature.

図4に各条件の熱処理を施した試験片について圧縮試験により得られた公称応力公称ひずみ線図および10%までの真応力真ひずみ線図を、図5に試験後の試験片の様子を示す。ここで真応力は

$$\sigma_t = \sigma_n(1 + \varepsilon_n) \quad (1)$$

から、真ひずみは、

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad (2)$$

として計算した。

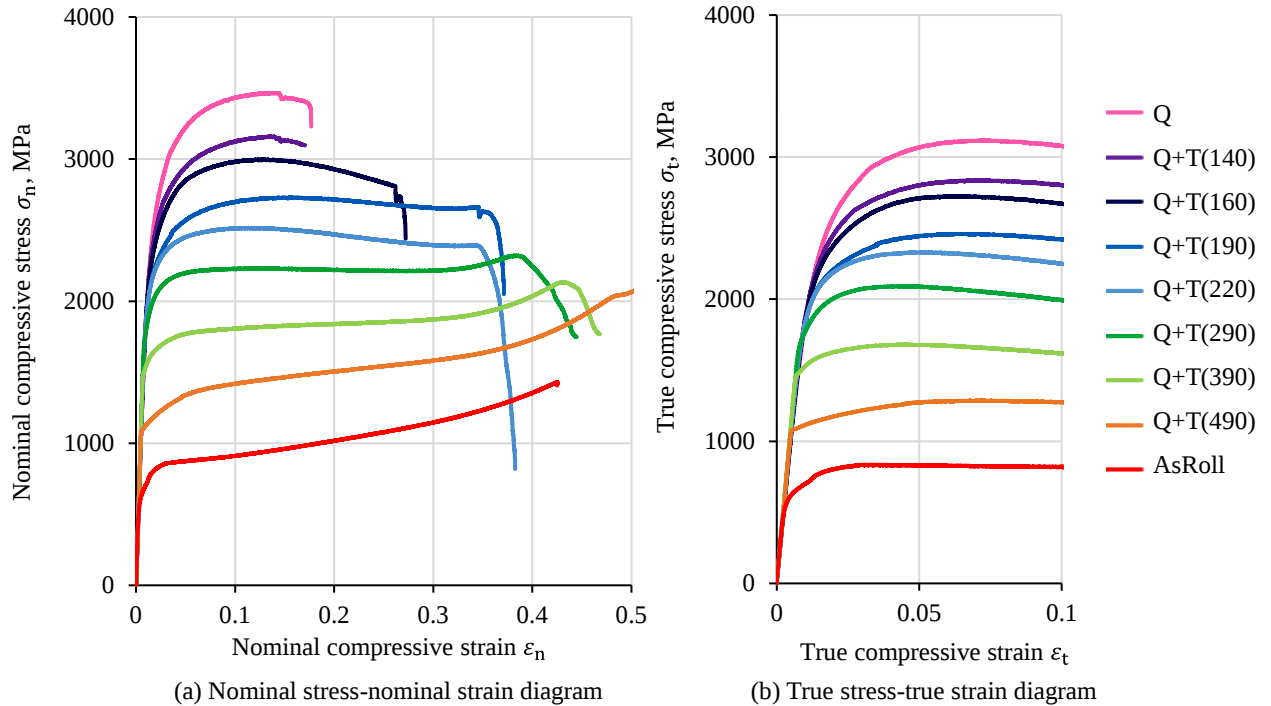


Fig. 4 Diagrams of (a) nominal stress-nominal strain and (b) true stress-true strain for each specimen. Compressive values are expressed as positive axes. Each stress-strain diagram showed that the as-quenched specimens had the highest compressive strength and decreased as tempering temperature increased, while 290°C tempered specimens had the highest elastic limit. All specimens had compressive strains over 10%, with compressive strains over 30% at tempering temperatures above 190°C. True stress-true strain diagrams show only a slight difference between 8% proof stress and compressive strength.

なお、公称応力公称ひずみ線図のひずみが 10^{-3} となるまでの傾きをヤング率とし、弾性限が不明瞭な場合は、公称応力公称ひずみ線図の傾きがヤング率の 80%を下回る点を弾性限とした。最も硬い焼入れまま材で圧縮強さが最大となり、焼きもどし温度が上昇するにつれて圧縮強さが低下し、490℃焼きもどし材および圧延材では応力値が低下することなく上昇した。圧縮ひずみはいずれも 10%を超え、焼きもどし温度 190℃をこえる試験片では 30%を超える大きな圧縮ひずみが確認された。同材料の引張試験（新部他，2021）におけるひずみは焼入れまま材の場合 1%程度、焼きもどし温度 390℃の場合でも 8%程度と 10%に満たないのに対して、圧縮試験では十分大きなひずみが付与できることがわかる。

ここで、図 5 に試験後の試験片の様子を示す。熱処理条件の違いによる破損モードに着目すると、290℃より低い焼きもどし温度では、45°のせん断方向にせん断しており、焼入れまま材はせん断せず破砕した。なお、圧延材はせん断変形を含む変形から斜めに変形し、490℃焼きもどし材、390℃焼きもどし材、290℃焼きもどし材では破断しないものの 45°のせん断き裂が確認されたため、これらは試験を中断した。いずれの試験片においても樽型の変形が見られないことから端面拘束の影響は小さいと考えられる。

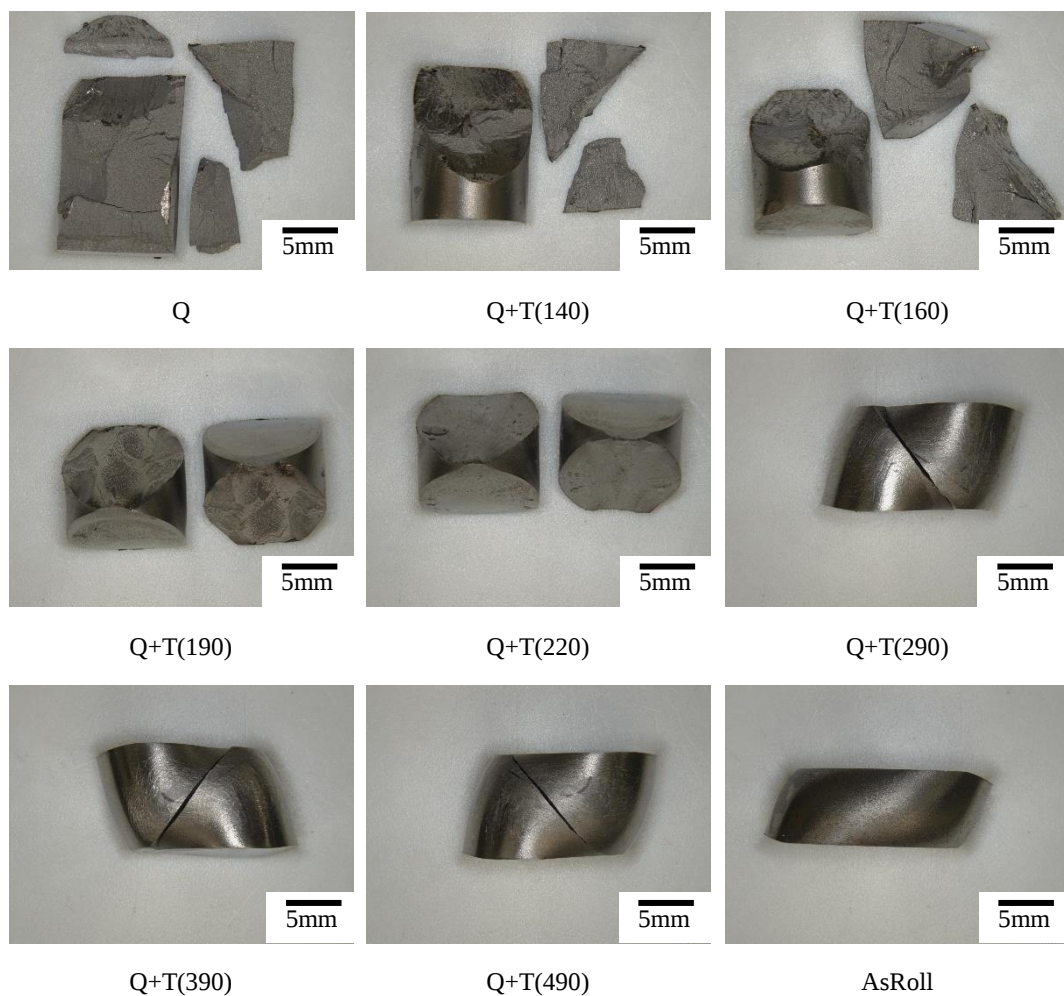


Fig. 5 Pictures of the specimen after compressive tests. The as-quenched specimen was torn longitudinally and the tempered specimen was sheared along 45° of the loading direction. Tempered specimens at 490℃, 390℃, and 290℃ sheared but did not fracture. As-rolled specimens were not sheared.

図 6 に圧縮試験から得られた圧縮強さおよび弾性限を示す。ビッカース硬さは試験圧痕の形状から、単軸負荷試験における塑性ひずみ量が 8%時の負荷応力とおおよそ同等となる（Tabor, 1951）。そこで、塑性ひずみが 8%に達したときの負荷応力を 8%耐力と定義し図 6 に併せて示す。なお、圧縮試験ではせん断変形していない状態を圧縮強さとしているため引張試験と同様にこのときの応力分布は一樣とみなした。圧縮強さとの関係を見ると 8%耐力は圧縮強さとほぼ一致していることがわかる。そこで、8%耐力は簡易的には圧縮試験における最大強さを表

しているといえ、以降は 8%耐力を圧縮強さとして扱う。圧縮強さは図 1 の硬さと同様の傾向を示し、焼入れまま材において最大の値を示し、140℃焼きもどし材では大きな変化は見られなかったが、焼きもどし温度が 140℃を超えると焼きもどし温度の上昇に伴って単調に低下した。弾性限は焼きもどし温度が 220℃よりも低い場合はほぼ一定であったが、それよりも焼きもどし温度が高い場合は焼きもどし温度の上昇に伴い低下する傾向が見られた。

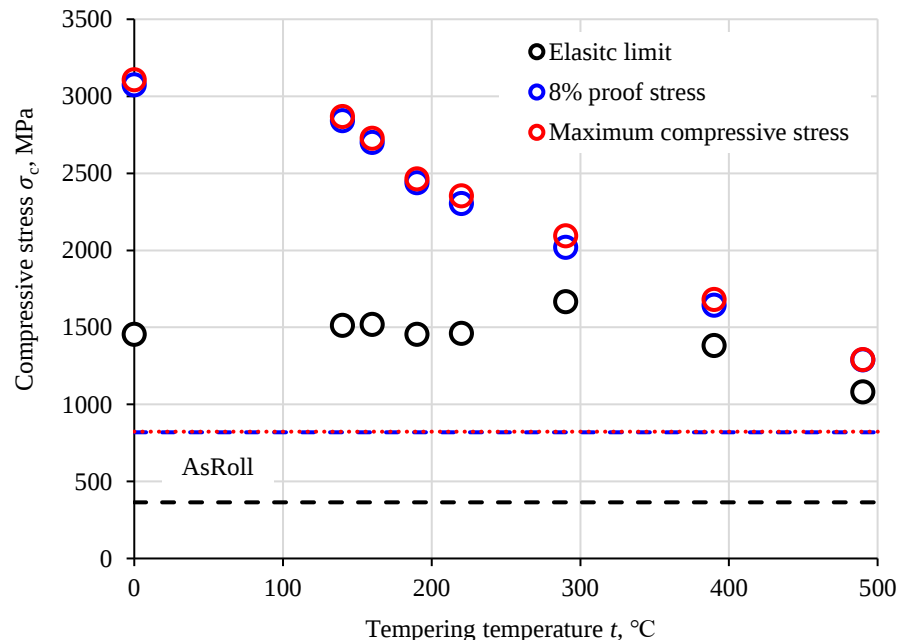


Fig. 6 Elastic limit, 8% proof stress, and maximum compressive stress in true stress as a function of tempering temperature. Dashed lines show each value of the as-rolled specimen. The 8% proof stress and maximum compressive stress were approximately the same, and the values were maximum at as-quenched and then decreased as the tempering temperature increased. The elastic limit was seemed almost constant up to the tempering temperature of 220℃ and decreased above after increasing at 290℃.

4. 考 察

4・1 硬さと圧縮強さの関係

一般に引張試験においては引張強さと硬さにより相関があり、SAEの換算表(SAE, 2018)としても示されているが、圧縮強さと硬さの関係の表示は一般的にされていない。しかし、圧縮試験では引張試験における塑性不安定の問題を回避して大きなひずみ領域まで試験結果を得ることができる利点がある。そこで本研究においては、圧縮試験により取得される特徴量として 8%耐力を圧縮強さとし、硬さとの関係を検討した。図 7 に各試験片の圧縮強さの変化に対する硬さの関係を示す。また、参考のため引張強さと硬さの関係についてまとめた結果(新部他, 2021)を併せて示す。図 7 において、2000 MPa 程度までは圧縮強さと引張強さはそれぞれ強さに比例して直線的に変化している。そこで、強さがおおよそ 2000 MPa 以下の 3 点および原点を加えた 4 点の結果から近似直線を求めた。このときの直線の傾きは圧縮の場合は 2.71、引張の場合は 2.85 と同程度となった。ところが、強さが 2000 MPa より大きくなると硬さと強さの関係はこの近似直線から離れていく。引張試験の場合は引張強さが低下しながら硬さが大きくなる傾向を示しており、明らかに変化傾向が異なる。これは新部ら(2021)が報告した様に、焼きもどし温度が低い場合には引張による塑性不安定が生じる前に脆性的な破壊が生じるため、引張試験においては硬さ試験相当の負荷に至っていないためと考えられる。一方、圧縮強さと硬さの関係は直線関係からは離れていくものの、強さの増加に応じて硬さが増加する傾向に変化はない。また、強さが増加するにしたがい実験値との差は徐々に拡大していくが、圧縮強さが 2800 MPa においても 8.4%の誤差であり、595HV (55HRC 相当)を超える高い硬度域においても概算が可能なことがわかる。

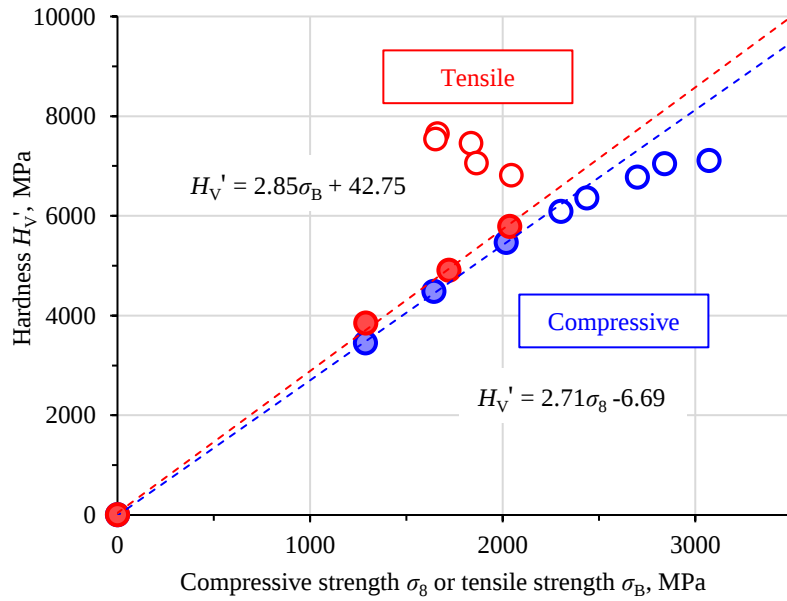


Fig. 7 Relationship between Vickers hardness and compressive stress, σ_8 , or ultimate tensile strength, σ_B . The relationship was linear up to approximately the strength of 2000 MPa. Over 2000 MPa, tensile strength decreases while hardness increases. In contrast, compressive strength increases with the hardness.

4・2 硬さと圧縮強さの関係に及ぼす加工硬化の影響

硬さと単軸負荷試験における 8%ひずみ時の負荷応力におおよそ対応している (Tabor, 1948a), (Tabor, 1951) とされるのは, 完全弾塑性体を前提とした場合であり, 実際の材料では加工硬化を生じるためこの加工硬化の効果を加味する必要がある. そこで, 圧縮試験によって得られた真応力真ひずみ線図より加工硬化指数を求めた. 図 8 に硬さ H_V' に対する加工硬化指数 n を示す. ここでは図 4(b)に示す真応力真ひずみ線図における 0.2%耐力から 0.3%耐力までの範囲の傾きから加工硬化指数を求めた. 硬さの増加に応じて n 値が指数関数的に増加していることがわかる. 指数関数である物理的意味は定かではないが, 加工硬化指数が硬さの単純な指数関数として表せることは興味深い. 硬さはほぼ焼きもどし温度の逆数に対応しており, 図 4(a)の公称応力公称ひずみ線図においても焼きもどし温度が低いほど, つまり硬さが大きいほど加工硬化量が多い傾向を示している.

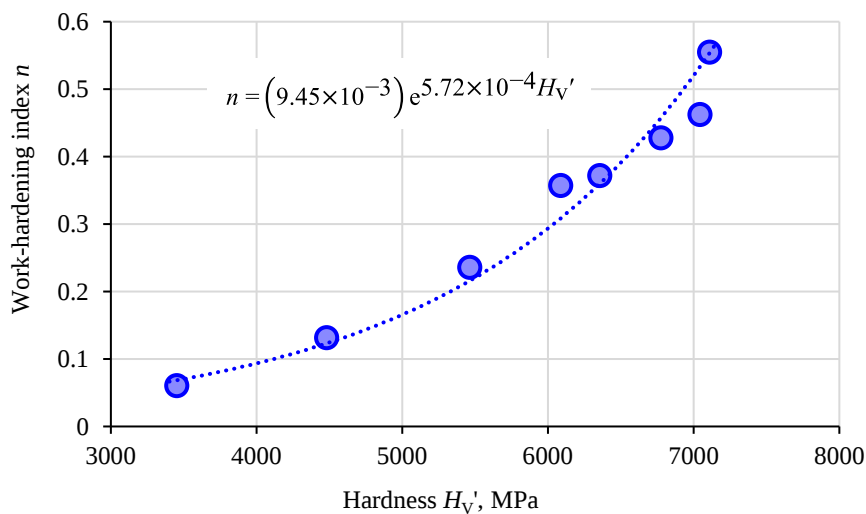


Fig. 8 Work-hardening index obtained by compressive test and hardness. Work-hardening index, n , increases exponentially with increasing hardness.

さて、Tabor (1948a, 1951) は引張強さと硬さの関係についての加工硬化指数の影響を示しているが、ここでは本研究結果に適用するため、任意のひずみ ε における流動応力 σ_f と硬さの関係として考える。任意のひずみ ε における負荷応力 σ は加工硬化指数 n と定数 b を用いて

$$\sigma = b\varepsilon^n \quad (3)$$

と表すことができる。また、ビッカース硬さ H_V' と負荷応力 σ は比例定数を c として $H_V' = c\sigma$ で表されるが、圧子押し込み時のひずみ ε は特定のひずみ ε_r (代表ひずみ) に対応していると考えたと

$$H_V' = c\sigma = c'\varepsilon_r^n \quad (4)$$

と表わせる。ただし、 c' は定数である。

ここで硬さ H_V' に対する圧縮強さ σ_8 の比を考えると

$$H_V'/\sigma_8 = \frac{1}{c'} \left(\frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_8} \right)^n \quad (5)$$

と表すことができる。ただし、 c' は定数、 ε_8 は 8% ひずみである。圧子押し込み時に生じているひずみの代表値 ε_r は 8% と言われているが、圧痕サイズと圧子サイズの比の影響を受ける (Tabor, 1948b)。この比は材料の加工硬化の程度によって圧子押し込み時に生じる変形形態の変化によるものと考えられ、硬さ試験におけるひずみの代表値 ε_r は加工硬化指数の関数 $\varepsilon_r(n)$ として表すことができる。ここでは簡易的に α と β を定数とする一次関数

$$\varepsilon_r = \alpha n + \beta \quad (6)$$

とおく。加工硬化が生じない場合は $n = 0$ であり、 $\varepsilon_r = f(n)$ は一定と考えることができるが、加工硬化が生じることで代表ひずみ ε_r が変化する。

図 9 に実際の圧縮強さと硬さの比 σ_8/H_V' と加工硬化指数 n との関係を示す。 σ_8/H_V' は n が小さいときは約 0.37 であるが、 n が大きくなるにしたがい増加している。背景の色分布は ε_r の変化を表しており、黒実線が任意の ε_r で一定なる σ_8/H_V' と n の関係を示している。実験結果は ε_r の等高線を横切るように変化していることがわかる。これは材料の持つ n 値によって硬さ試験の圧子押し込み時の材料の変形の様子が異なるためである。一般に、加工硬化指数 n が小さい場合には押し込まれた圧子周りの塑性変形が容易に起きることによって周囲に盛り上がる量が多くなり、このことにより **pile-up** 型と呼ばれる圧痕形状となり、圧痕サイズが小さくなるため ε_r が小さくなる。一方、加工硬化指数が大きいと圧子周りに容易に塑性変形が生じ難くなるため、圧子に引きずり込まれる様な **sink-in** 型と呼ばれる圧痕形状となって圧痕が大きくなるため、 ε_r が大きくなる (Tabor, 1951)。この様に加工硬化指数に応じて代表ひずみ ε_r が変化するため、結果的に各 ε_r 値を想定した曲線を横切るように硬さの比は加工硬化指数に対して変化する。ここで、式(3)における代表ひずみ ε_r を式(4)で表し、最小二乗法により実験結果の近似曲線を得た。近似曲線は図 9 において赤線で示されており、実験結果と良い一致をしていることがわかる。代表ひずみと加工硬化指数の関係は $\varepsilon_r = 4.51 \times 10^{-2} n + 0.08$ であった。加工硬化指数 n に応じて対応する代表ひずみ ε_r が増加しており、硬さ試験は 8% 相当の塑性ひずみを与えた際の流動応力に相当すると見積もっているが、加工硬化の程度に応じてより大きな塑性ひずみを与えた際の流動応力に対応していると言える。

ここで、図 10 に加工硬化指数 n に対する **pile-up** 量 h_p の関係および **pile-up** 量 h_p を圧痕深さ h_d に対する比として示す。圧痕深さ h_d はビッカース硬さ H_V の定義である圧痕表面積 S に対する押し込み荷重 F により

$$h_d = \frac{\cos \theta}{2\sqrt{\sin \theta}} \left(\frac{F}{H_V} \right)^{1/2} \quad (7)$$

として求めた。なお、 θ はビッカース圧子の対面角 136° の半角 68° である。

Pile-up 量 h_p は加工硬化指数 n が 0.1~0.15 付近で 0.6~0.7 μm 程度とほぼ一定で最も大きくなった。一方、 $n < 0.15$ では加工硬化指数 n が大きくなるにしたがい **pile-up** 量 h_p が小さくなった。これはこの範囲では加工硬化量が小さく、ほぼ 0 とみなせるため **pile-up** 量 h_p が頭打ちになったものと考えられる。また、**pile-up** 量 h_p を圧痕深さ h_d で規格化した場合は $n=0.15$ 付近での変化傾向がより顕著に表れている。図 9 において σ_8/H_V' の近似曲線は加工硬化指数 n に対して単調増加しているが、実験結果は $n=0.15$ 付近を境に増減傾向が変化しているように見え、これはこの加工硬化指数 n に対する **pile-up** 量 h_p の変化によるものと考えられる。本論文ではひずみの代表値 ε_r と加工硬化指数 n の関係を簡易的に一次関数で近似したが、この関係を精密化することでより実現象に対応したモデルになると考えられる。

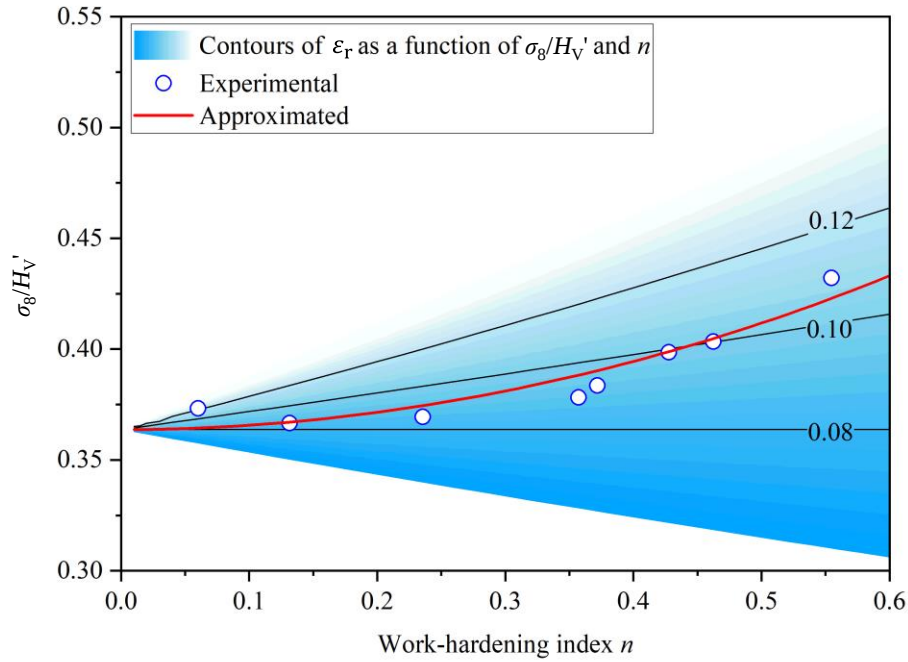


Fig. 9 Compressive strength ratio to Vickers hardness, σ_8/H_V' , against the work-hardening index, n . The solid lines show the computed values as a function assuming that the representative strain, ϵ_r , is constant. The red line shows an approximated line assuming that the inverse of the representative strain is a linear function of the work-hardening index.

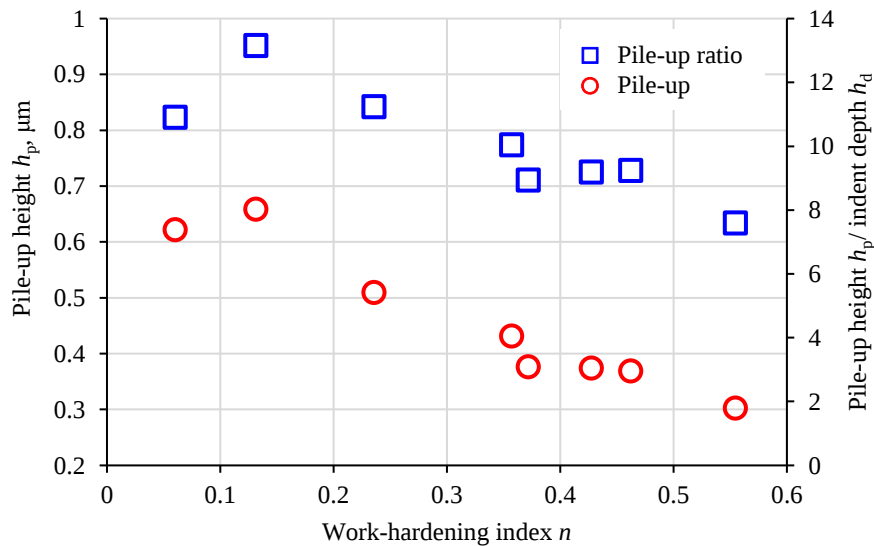


Fig. 10 Relationship between the work-hardening index and amount of pile-up ratio to Vickers depth. Variation trends against the work-hardening index change around $n \approx 0.15$. The pile-up height and pile-up height ratio to indent depth are almost constant or decrease with decreasing work-hardening index. In contrast, both parameters decrease with increasing work-hardening index at $n > 0.15$.

4・3 圧縮強さと応力ひずみ線図の硬さからの推定

4・1 で示した通り，720HV 程度の高硬度材料においても圧縮強さは硬さからおおよその推定が可能であるが，より精度を高めた推定を行うためには 4・2 で示した通り，加工硬化指数を考慮に入れた算出方法が必要となる．材質ごとの予備データが必要になるが図 8 に示す通り，硬さと加工硬化指数の間には一定の関係を見出すことができる．ここでは硬さと加工硬化指数の関係を指数関数として最小二乗法によりその関係を得た（図 8）．この関係から硬さ試験結果より，加工硬化指数 n を得ることができ，図 9 の関係からこの加工硬化指数における硬さ比 σ_8/H_V' を得ることができる．硬さ H_V' は実験によって既知であるので，硬さ比と硬さから圧縮強さ σ_8 を推定するこ

とができる。図 11 にこの方法で推定した硬さ H_V と圧縮強さ σ_8 の関係を示す。見積もった値は実験値とよく一致していることがわかる。

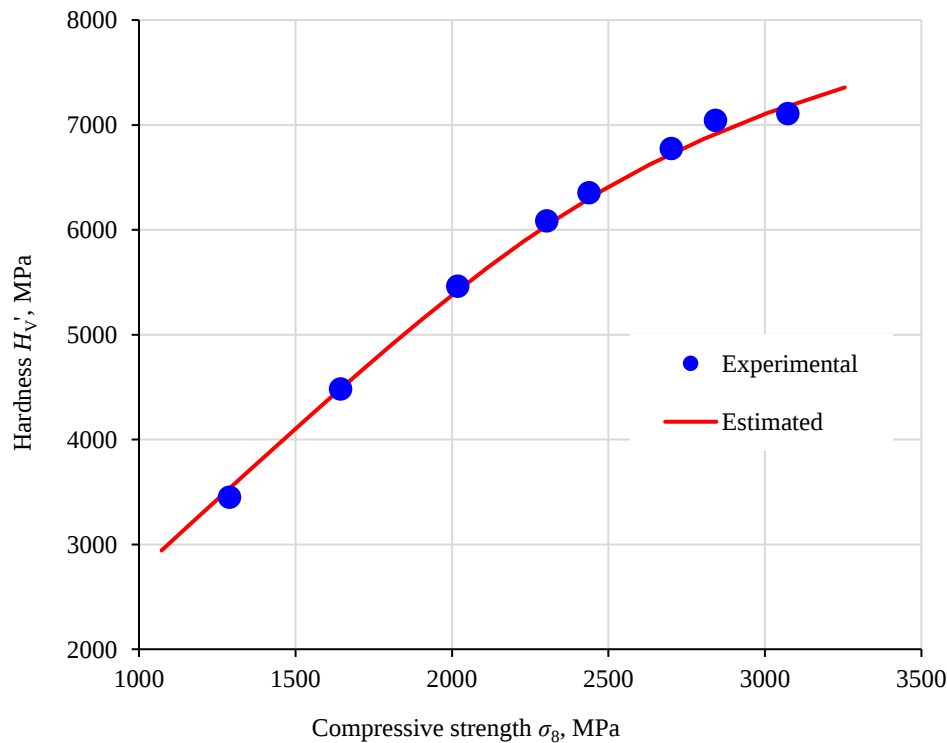


Fig. 11 Hardness as a function of compressive strengths obtained experimentally (blue plots) and estimated (red line) with typical strain, ε_8 , as a function of the work-hardening index. The estimated line closely matched the experimental values.

5. 結 言

焼きもどし温度を種々に設定し、機械的性質を変化させた焼入れ中炭素鋼における圧縮試験および硬さ試験を行い、引張試験における引張強さを代替する圧縮強さと硬さの関係について検討した。

焼入れまま材では 700HV を超える硬さであったが、焼きもどし温度の上昇によって低下し、圧延材の硬さに近づいた。同じ焼入れ焼きもどし条件の供試材に対して圧縮試験を行い、いずれの条件においても 10%以上の圧縮ひずみを示した。また、焼入れまま材において圧縮強さが最も大きく、その後、焼きもどし温度の上昇とともに低下した。なお、圧縮強さは 8%耐力と同程度であった。

硬さと圧縮強さの関係は引張強さの場合と同様に圧縮強さが 2000 MPa 以下では直線関係となるが、圧縮強さが大きくなると硬さに対する圧縮強さの比が小さくなる。しかし、引張強さとの関係では変化傾向が全く異なるのに対して、圧縮試験ではその傾向が緩やかに変化する程度であり、圧縮強さ 2800 MPa であれば、誤差 10%未満で概算ができる。

硬さと圧縮強さの比は加工硬化指数の関数として表すことができ、実験的に得られた硬さと加工硬化指数の関係をを用いることで、硬さから精度よく圧縮強さを見積もることができることがわかった。

文 献

- Datsko, J., Hartwing, L. and McClory, B., On the tensile strength and hardness relation for metals, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.10, (2001), pp.718–722.
- JIS B 1519: 転がり軸受-静定格荷重(2023).
- 納富完至, 古田誠矢, 薦本晃, 河合伸泰, SKD11 粉末材の機械的諸性質, 粉体および粉末冶金, Vol.30, No.4, (1983), pp.162–166.
- Pavlina, E. J. and Van Tyne, C. J., Correlation for yield strength and tensile strength with hardness for steels, Journal of Materials

- Engineering and Performance, Vol.17, (2008), pp, 888–893.
- SAE J 417 : SAE International (2018).
- 新部純三, 熊谷正芳, 田邊晃弘, 水野湧太, 低温焼きもどしによる焼入れ中炭素鋼の引張強さと弾性限の変化, 日本機械学会論文集, Vol.87, No.900, (2021), DOI:10.1299/transjsme.21-00082.
- Tabor, D., The hardness and strength of metals, Journal of the Institute of Metals, Vol.79, (1948a), pp.1–18.
- Tabor, D., A simple theory of static and dynamic hardness, Proceedings of the royal society A. Vol.192, No.1029, (1948b), pp.247–274.
- Tabor, D., The hardness of metals, Oxford university press, (1951).
- Uchima, H., Kumagai, M., Shimbe, J., Tanabe, A., Mizuno, Y. and Onuki, Y., Impact of dislocation density and mobility on yielding behavior in quenched medium-carbon martensitic steel tempered at low temperature, ISIJ int, Vol.62, (2022), pp.998–1003.
- Zhang, P., Li, S. X. and Zhang, Z. F., General relationship between strength and hardness, Materials Science and Engineering A, Vol.529, (2011), pp.62–73.

References

- Datsko, J., Hartwing, L. and McClory, B., On the tensile strength and hardness relation for metals, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.10, (2001), pp.718–722.
- JIS B 1519 : Rolling bearing-Static load ratings (2023).
- Notomi, K., Furuta, S., Shimamoto, A., Kawai, N., Mechanical Properties of P/M SKD11 Steel, J. Jpn. Soc. Powder Metallurgy, Vol.30, No.4, (1983), pp.162–166 (in Japanese).
- Pavlina, E. J. and Van Tyne, C. J., Correlation for yield strength and tensile strength with hardness for steels, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.17, (2008), pp, 888–893.
- SAE J 417 : SAE International (2018).
- Shimbe, J., Kumagai, M., Tanabe, A. and Mizuno, Y., Variation of tensile strength and elastic limit due to tempering at low temperature on quenched medium carbon steel, Transactions of the JSME (in Japanese), Vol.87, No.900, (2021), DOI:10.1299/transjsme.21-00082.
- Tabor, D., The hardness and strength of metals, Journal of the Institute of Metals, Vol.79, (1948a), pp.1–18.
- Tabor, D., A simple theory of static and dynamic hardness, Proceedings of the royal society A. Vol.192, No.1029, (1948b), pp.247–274.
- Tabor, D., The hardness of metals, Oxford university press, (1951).
- Uchima, H., Kumagai, M., Shimbe, J., Tanabe, A., Mizuno, Y. and Onuki, Y., Impact of dislocation density and mobility on yielding behavior in quenched medium-carbon martensitic steel tempered at low temperature, ISIJ int, Vol.62, (2022), pp.998–1003.
- Zhang, P., Li, S. X. and Zhang, Z. F., General relationship between strength and hardness, Materials Science and Engineering A, Vol.529, (2011), pp.62–73.