

© 1992 ISIJ

論文

# Fe-C-Mo 合金における未溶解炭化物の影響を補正した Mo の焼入性倍数と焼入性の予測式

井上 毅\*

## Prediction of Multiplying Factor of Molybdenum and Hardenability of Fe-C-Mo Alloys with a Correction of Insoluble Carbide

Tsuyoshi INOUE

### Synopsis :

Hardenability of Fe-C-Mo alloys varies to a larger extent with carbon and molybdenum contents, and with quenching temperature, and this is attributed to the variation in effective molybdenum and carbon due to insoluble carbides. For this reason, it is important for molybdenum hardenability to be evaluated by net amount of effective molybdenum with a correction of insoluble carbide.

In this study, basing on the previously reported data, multiplying factor of molybdenum is derived as a function of effective molybdenum, [Mo](%), for Fe-C-Mo alloys containing molybdenum up to 2% :

$$f_{\text{Mo}} = -0.512 \times [\text{Mo}]^2 + 2.86 \times [\text{Mo}] + 1$$

Furthermore, prediction formulae calculating the amount of insoluble carbide remained on quenching as well as molybdenum and carbon fixed as carbide are proposed by a kinetic consideration of carbide dissolution at quenching temperature. Combining these formulae, hardenability of Fe-C-Mo alloys are calculated directly from chemical compositions and quenching conditions.

**Key words :** prediction; hardenability; multiplying factor of molybdenum Fe-C-Mo alloy; insoluble carbide; effective molybdenum.

## 1. 緒 言

Mo は鋼の重要な合金元素であり、その基本熱処理特性である焼入性倍数については過去に多くの研究者の報告がある<sup>1)~7)</sup>。しかし、それらは 0.5% 以下の Mo 量についてがほとんどであり、しかもその値は研究者によって大きくばらついており、Mo 量が 1% 以上の高濃度域での信頼すべきデータはほとんどないのが現状である。

著者は前にこのばらつきの原因について調べ、合金元素として添加された C および Mo の一部が焼入れ時に未溶解炭化物として固定され、焼入性に有効に働いていないためであることを定量的に明らかにし、未溶解炭化物として固定されている C, Mo を補正した有効 C および有効 Mo<sup>†</sup> で焼入性を計算し直すことによりばらつき

の少ない、しかも 2% 近い高濃度域まで Mo の焼入性をより正確に評価できることを報告した<sup>8)</sup>。

しかし、最近盛んに行われようとしているコンピューターによる熱処理後の材質予測式にこの焼入性倍数を組み込もうとしたときには、未溶解炭化物として固定されている C および Mo を分析により求め、有効 C および有効 Mo を決める必要があり、これでは実用的な予測式としてはたいへん不便である。

そこで、本研究ではまず Fe-C-Mo 合金において未溶解炭化物量とそれに固定されている C, Mo 量を計算する予測式を導き、分析等の実験を行うことなく C, Mo の添加量と焼入温度から焼入性倍数や焼入性(理想臨界直径)を直接計算できる予測式を作成することを目的として行った。

## 2. 実験方法

本報告の解析の基礎データとした実験方法および実験

<sup>†</sup> (注) 本文では鉄中に固溶され、焼入性に有効に働いている C および Mo を有効 C, 有効 Mo と定義する。

平成 3 年 6 月 10 日受付 (Received June 10, 1991)

\* (株)神戸製鋼所鉄鋼技術研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakino-hama-cho Chuo-ku Kobe 651)

Table 1. Chemical compositions of the steels investigated.

Steel	C	Mo	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Al	B	N	O
2C2M	0.17	0.19	0.005	<0.005	0.005	0.0016	<0.005	<0.005	0.003	1	9	11
2C5M	0.18	0.48	0.005	<0.005	0.005	0.0017	<0.005	<0.005	0.004	1	10	<10
2C8M	0.18	0.80	0.005	<0.005	0.005	0.0014	<0.005	<0.005	0.003	1	9	18
2C10M	0.18	1.00	0.009	<0.005	0.005	0.0014	<0.005	<0.005	0.002	1	9	<10
2C20M	0.17	2.00	0.006	0.006	0.006	0.0050	<0.005	<0.005	0.003	1	31	16
4C2M	0.37	0.19	0.005	<0.005	0.007	0.0028	<0.005	<0.005	0.005	2	8	<10
4C5M	0.39	0.50	0.007	<0.005	0.006	0.0025	<0.005	<0.005	0.002	1	8	<10
4C8M	0.37	0.90	0.005	<0.005	0.002	0.0020	<0.005	0.018	0.002	1	25	18
4C10M	0.38	1.00	0.005	<0.005	0.005	0.0025	<0.005	0.013	0.004	1	8	18
4C20M	0.40	1.97	0.009	<0.005	0.010	0.0040	0.009	<0.005	0.001	2	12	16
6C2M	0.56	0.19	0.008	<0.005	0.005	0.0032	0.008	<0.005	0.010	2	8	<10
6C5M	0.57	0.50	0.006	<0.005	0.007	0.0031	<0.005	<0.005	0.003	1	8	<10
6C8M	0.59	0.80	0.005	<0.005	0.006	0.0027	<0.005	<0.005	0.002	2	9	<10
6C10M	0.59	1.01	0.006	<0.005	0.006	0.0033	<0.005	<0.005	0.003	2	10	13
6C20M	0.59	2.12	0.007	<0.005	0.005	0.0028	<0.005	<0.005	0.004	1	9	<10

\* ppm for B, N and O and mass % for other elements

結果については前報<sup>8)</sup>に詳しく述べたのでここでは供試材および結果の主要な部分のみを述べる。

### 2.1 供試材

供試材は基本的には Fe-C-Mo の 3 元系合金とし、C 量は 0.2, 0.4 および 0.6% (以下すべて mass% とする) の 3 水準、Mo をそれぞれにつき 0.2, 0.5, 0.8, 1.0 および 2.0% の 5 水準に変えた合計 15 鋼種とした。他の成分は極低位に抑えた。なかでも微量で焼入性に影響を持つ B (ボロン) については最大でも 2 ppm 以下となるように注意した。各供試材の化学組成を Table 1 に示す。

また、各供試材はすべて焼ならし処理を行った後以下に述べる試験に供した。

### 2.2 焼入試験

焼入試験は JIS 規格に規定された一端焼入試験方法 (JIS G0561, 通称ジョミニー試験) により行い、焼入温度を実験目的に合わせて変えた以外は規格に準拠した。

焼入性はジョミニー曲線において、50% マルテンサイトを示す位置の焼入端からの距離 ( $J_{50}$ , 単位 mm) で評価した。

### 2.3 未溶解炭化物の定量

種々の焼入温度から氷食塩水中に焼入れした 25 mm × 25 mm, 厚さ 5 mm の試験片を用い、定電位電解法により未溶解炭化物の抽出分離を行った。抽出条件は 10% アセチルアセトン+1% テトラメチルアンモニウムクロライド・メタノール電解液を用い、電位 100 mV である。

また、抽出残さについて X 線回折により結晶構造を決定し、未溶解炭化物を構成する主炭化物を調査した。さらに炭化物中に含まれる Fe および Mo の定量分析を行った。結果を Table 2 にまとめて示す。また、これらの結果をもとに炭化物として固定されている Mo お

Table 2. Steels and quenching temperatures containing insoluble carbide and Fe and Mo fixed as carbide.

Steel	QT (°C)	As carbide	
		[Fe] (%)	[Mo] (%)
2C20M	895	0.18	0.21
	1 000	0.12	0.05
	1 100	0.11	0.03
4C20M	845	0.43	0.85
	950	0.30	0.26
	1 100	0.21	0.17
6C5M	780	0.10	0.14
	815	0.82	0.11
	910	0.84	0.09
6C8M	1 100	0.03	0.07
	780	0.19	0.27
	815	0.18	0.24
6C10M	910	0.17	0.22
	1 100	0.08	0.14
	790	0.17	0.42
6C20M	815	0.17	0.37
	920	0.15	0.26
	1 100	0.14	0.13
	790	0.16	1.45
	815	0.17	1.37
	920	0.11	0.56
	1 100	0.08	0.21

よび C の量を求めた。

## 3. 未溶解炭化物量の予測

前報において、Mo 鋼における焼入性を精度よく評価するためには、未溶解炭化物として固定されている C, Mo を補正した有効 Mo 量および C 量を正しく求めることが重要であることを示した。そこでまず以下に未溶解炭化物量の予測方法を考え、それをもとに有効 Mo 量、有効 C 量の予測式を導く。

なお、以下の予測式の適用可能範囲としては C は 0.2~0.6%, Mo は 0~2% (以下すべて mass%) とする。また以下の解析では、添加 C 量, Mo 量をそれぞれ (C), (Mo), 炭化物として固定されている C 量, Mo 量をそれぞれ [C], [Mo], また有効 C 量, Mo 量をそれぞれ [C], [Mo] の記号で表示する。また、単位はすべて % とする。ここで、これらの間には (1) 式の

関係がある。

$$\left. \begin{aligned} [C] &= (C) - \{C\} \\ [Mo] &= (Mo) - \{Mo\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

### 3・1 未溶解炭化物の種類

一般に鋼を焼入温度に加熱する前には焼ならし処理が行われるので、組織はフェライトと炭化物とからなっている。前報<sup>8)</sup>において示したように、炭化物の抽出分析の結果からここで対象としている C, Mo の範囲では炭化物は主としてセメンタイト ( $Fe_3C$ ) と  $M_6C$  型複合炭化物であると考えられる。このうち、セメンタイトはきわめて容易に溶解するので、未溶解炭化物として問題となるのは  $M_6C$  型炭化物であると考えてよく、前報の未溶解炭化物抽出分析の結果でもこのことは確認されている<sup>8)</sup>。

Mo 鋼中の  $M_6C$  型炭化物の化学式については FRANKER と STADELMAIER<sup>9)</sup> および KUO<sup>10)</sup> の研究があり、通常焼入れで対象となる  $1200^\circ C$  以下では  $Mo_3Fe_3C$  が主体であるとされている。いま炭化物をこの化学式と考えると Mo と Fe と C の原子比が 3:3:1 であるから、それぞれの原子量を考慮して質量比では 23.7:13.8:1 となる。すなわち、本モデルでは  $a\%$  の Mo が炭化物中に存在すると、C も同時に  $a/23.7\%$  だけ炭化物として固定されると考える。

### 3・2 炭化物の溶込みと未溶解炭化物量の予測

未溶解炭化物量の予測として Fig. 1 に示すモデルを考える。すなわち、温度 ( $T_0$ ) 以上で炭化物の溶込みが起これ、温度と時間で決まる溶込み分率  $p$  で表される炭化物が溶け込み、残りの  $(1-p)$  が未溶解炭化物として残存するとする。

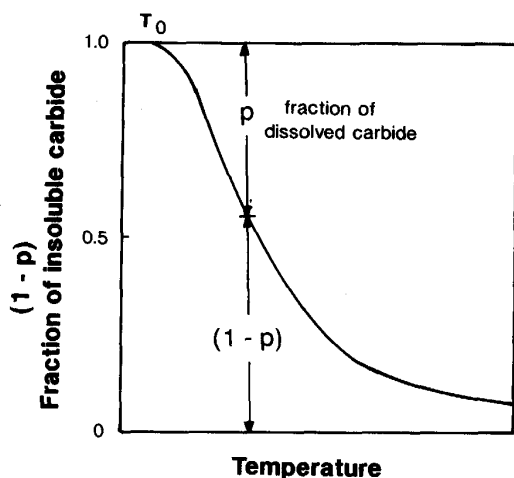


Fig. 1. Illustration of carbide dissolution model during the heating at quenching temperature.  $p$  is a fraction of dissolved carbide and  $(1-p)$  represents a carbide fraction remained undissolved.

また、実験方法でも述べたように焼入実験を行う前に供試材は焼ならし処理を施されているのではほぼ平衡量の炭化物は析出していると考えてよい。さらに、前にも述べたように Mo が最大の 2% の時でも化学量論的に必要な C は 0.084% に過ぎず実験に供した材料では常に C が過剰であるので、温度  $T_0$  以下では Mo はすべて炭化物として存在すると考える。

生成される炭化物については前報<sup>8)</sup>で示した炭化物抽出分析の結果  $M_{23}C_8$  型の炭化物も若干混入しているが本モデルでは簡単のため炭化物はすべて  $M_6C$  型とした。また、焼ならし後も固溶限程度の Mo, C は固溶状態として残ることも考えられるが焼入性に影響するレベルから考えると十分に小さいと考えてよくここでは無視した。

つぎに炭化物の溶込みについて考える。炭化物の溶込み速度は温度と時間に依存する。いま溶込み分率  $p$  は、固相反応の速度論でよく用いられる(2)式に従うものとする<sup>11)</sup>。

$$p = 1 - \exp(-kt^n) \dots\dots\dots (2)$$

ここで  $t$  は時間 (s),  $n$  は定数である。また、 $k$  は温度に依存する項で、Arrhenius 型の(3)式で表されると仮定する。

$$k = A \exp\left(\frac{-B}{T_q - T_0}\right) \dots\dots\dots (3)$$

ここで  $A, B$  は定数であり、 $T_q$  は焼入温度、 $T_0$  は炭化物の溶込みが始まる温度であり、ここでは鋼の  $A_1$  変態点 ( $720^\circ C$ ) とした。

一方、未溶解炭化物の残存分率は  $(1-p)$  であるから(2), (3)式から次の(4)式で表される。

$$1 - p = \exp\left[-A \cdot t^n \exp\left(\frac{-B}{T_q - T_0}\right)\right] \dots\dots\dots (4)$$

そこで、(4)式の両辺の自然対数を2回取ることにより、

$$\ln \ln\left(\frac{1}{1-p}\right) = \ln(A \cdot t^n) - \frac{B}{T_q - T_0} \dots\dots\dots (5)$$

となる。ここで、前報で示した未溶解炭化物の分析結果を焼入温度の関数である  $\{1/(T_q - T_0)\}$  について回帰分析を行うことにより(5)式の  $A, B$  を求めることができる。

なお、前報の実験では焼入温度での保持時間は一定の 30 min ( $t = 1800$  s) としており、時間を変えて炭化物の溶込みを調べていないので時間依存性の解析はできない。しかし、中野<sup>12)</sup>は Mo 鋼の炭化物溶込みを調べ(2)式の  $n$  の値として  $1/3$  がよく合うことを報告しているのでここでもその値を用いた。

Table 3. Constants A and B of equation (3) for steels with various carbon and molybdenum contents.

C (%)	Steel	Mo (%)	Constant in equation (3)	
			A	B
0.17		2.00	0.653	218.7
0.40		1.97	0.386	197.2
0.57		0.50	0.173	31.0
0.59		0.80	0.141	33.1
0.59		1.01	0.177	66.5
0.59		2.12	0.254	159.8

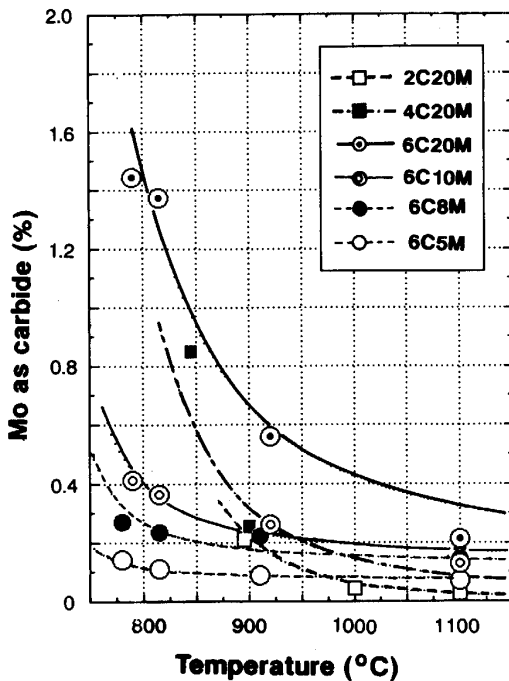


Fig. 2. Comparison of the observed amounts of molybdenum fixed as carbide with the calculated curves using equations (2) through (8) for steels carbide was extracted.

結果を Table 3 にまとめて示す。また、A, B を添加 (C) および添加 (Mo) で回帰式を求めるとそれぞれ (6), (7) 式となる。

$$A = 0.687 - 0.977 \times (C) + 0.0597 \times (Mo) \dots (6)$$

$$B = 75.03 - 170.9 \times (C) + 89.70 \times (Mo) \dots (7)$$

### 3.3 有効 [Mo] および有効 [C] の予測

前節で述べた予測式を用いることにより、炭化物として固定されている {Mo}, {C} は

$$\{Mo\} = (1 - p) \times (Mo) \dots (8)$$

$$\{C\} = \{Mo\} / 23.7 \dots (9)$$

となり、添加 (C), (Mo) から直接計算できることになる。Fig. 2 に上記の方法で求めた炭化物中の {Mo} と、前報の炭化物抽出による結果を比較して示す。焼入温度の上昇とともに未溶解炭化物として固定されている {Mo} が減少していく挙動が実験結果とよく一致して

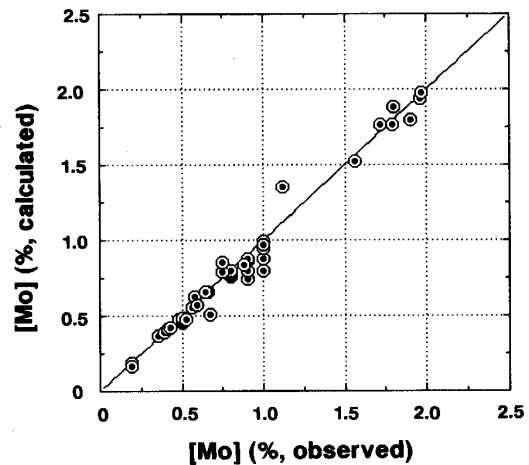


Fig. 3. Comparison of calculated and observed values of effective molybdenum.

いるのがみられる。

さらに、有効 [Mo], 有効 [C] は (1) 式から計算することができる。Fig. 3 に上述の方法で計算した有効 [Mo] と前報で未溶解炭化物の抽出分析から実験的に求めた有効 [Mo] を比較した結果を示す。両者はよい一致を示しており、高い予測精度があることがわかる。

## 4. 焼入性倍数の予測

### 4.1 理想臨界直径への換算

前報で示した Fe-C-Mo 合金の焼入性のデータはすべて焼入指標としてジョミニー焼入性曲線において 50% マルテンサイト組織を示す位置の焼入端からの距離である  $J_{50}$  を用いた。

一般に鋼中の合金元素の焼入性倍数は、その元素を含まない合金系での理想臨界直径 ( $D_I$ ) と含んだときの合金系での理想臨界直径の比と定義されている。このため、焼入性倍数を求めるためにはまず  $J_{50}$  を理想臨界直径に直す必要がある。

GROSSMANN ら<sup>13)</sup>によると  $J_{50}$  と理想臨界直径の間にはよい相関があることが知られている。(10)式はこの関係を近似式化したものである。

$$D_I(\text{mm}) = 0.00143 \times (J_{50})^3 - 0.164 \times (J_{50})^2 + 7.94 \times (J_{50}) \dots (10)$$

Fig. 4 は前報に示した  $J_{50}$  と焼入性に有効に働いている有効 [Mo] の関係を、(10)式を用いて理想臨界直径 ( $D_I$ ) と有効 [Mo] の関係に換算した結果を示す。

### 4.2 基本理想臨界直径の解析

Mo の焼入性倍数 ( $f_{Mo}$ ) は Fe-C-Mo 3 元系合金での理想臨界直径と Fe-C 2 元系での理想臨界直径 (特にこの場合を基本理想臨界直径と呼び、 $D_0$  で示す) との

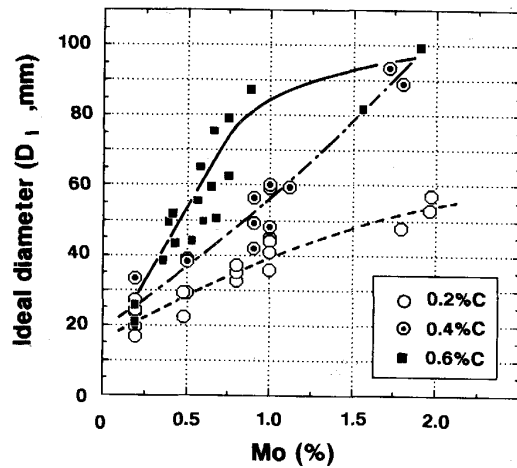


Fig. 4. Ideal diameter vs. effective molybdenum for steels of 0.2, 0.4 and 0.6% C.

比であり、(11)式で表すことができる。

$$f_{Mo} = \frac{D_I(Fe-C-Mo)}{D_0(Fe-C)} \dots\dots\dots(11)$$

前節で求めた Fe-C-Mo 系での  $D_I$  から Mo の焼入性倍数を実験的に求めるには、同じオーステナイト ( $\gamma$ ) 結晶粒度をもつ Mo を含まない Fe-C 2 元系の  $D_0$  を知る必要がある。しかし、本研究で用いたような不純物元素の少ない Fe-C 2 元系合金では焼入性が非常に小さいこと、また結晶粒度を制御するための不純物をほとんど含まないために  $\gamma$  結晶粒度を同一にそろえることがきわめて困難であること、などの理由から Fe-C 2 元系の  $D_0$  を実験で求めることは非常に難しいと考えられる。

Fe-C 2 元系における基本理想臨界直径 ( $D_0$ ) は、Kramer-Siegel-Brooks (以下 K-S-B と略す)<sup>3)</sup> が求めた関係が広く用いられているのでここでもこれを用いた。

(12)式は種々の  $\gamma$  結晶粒度番号 (GSN) に対する  $D_0$  と C 量 (有効 [C] に相当する) の関係を示す K-S-B の図表を近似式化したものである。

$$D_0 = 45.66 \times [C]^{0.663} \times \exp(-0.065 \times GSN) \dots\dots\dots(12)$$

また、Fig. 5 は(12)式から GSN #0~#10 に対して計算した結果を示す。

4.3 Mo の焼入性倍数と有効 [Mo] の関係

K-S-B の関係を近似式化した(12)式による  $D_0$  と 4.1 節で求めた  $D_I$  を用いて(11)式から Mo の焼入性倍数 ( $f_{Mo}$ ) を求めることができる。

Fig. 6, 7, 8 にそれぞれ 0.2, 0.4 および 0.6% C 鋼に対する  $f_{Mo}$  と有効 [Mo] の関係を示す。また、それぞれの C 量に対して最小自乗法により  $f_{Mo}$  を [Mo] の

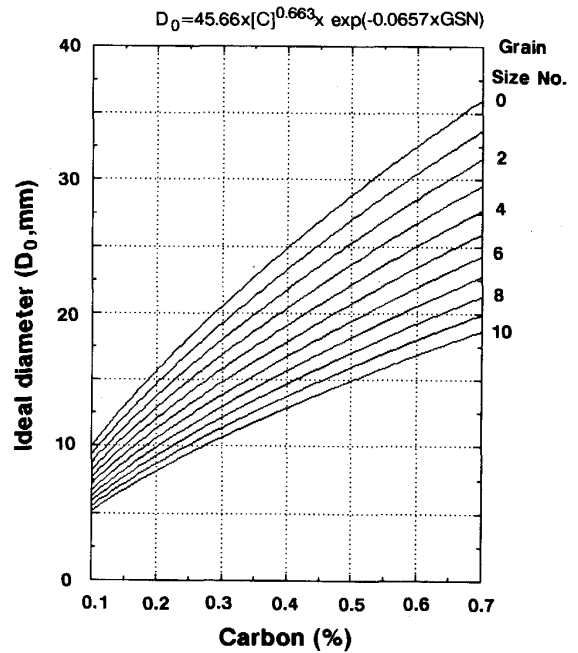


Fig. 5. Ideal diameter for Fe-C alloy. This diagram is calculated by approximate equation (12), which was derived from K-S-B's experiment<sup>3)</sup>.

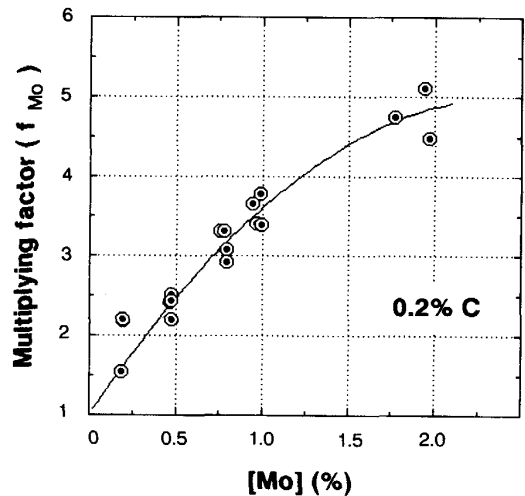


Fig. 6. Multiplying factor as a function of effective molybdenum for Fe-0.2% C-Mo steels.

2 次近似式として求めた結果を、(13)、(14)、(15)式に示す。ただし、焼入性倍数の定義から [Mo]=0 の時に  $f_{Mo}=1$  となることを境界条件とした。

$$0.2\% C : f_{Mo} = -0.669 \times [Mo]^2 + 3.272 \times [Mo] + 1 \dots\dots\dots(13)$$

$$0.4\% C : f_{Mo} = -0.127 \times [Mo]^2 + 2.232 \times [Mo] + 1 \dots\dots\dots(14)$$

$$0.6\% C : f_{Mo} = -0.801 \times [Mo]^2 + 3.124 \times [Mo] + 1 \dots\dots\dots(15)$$

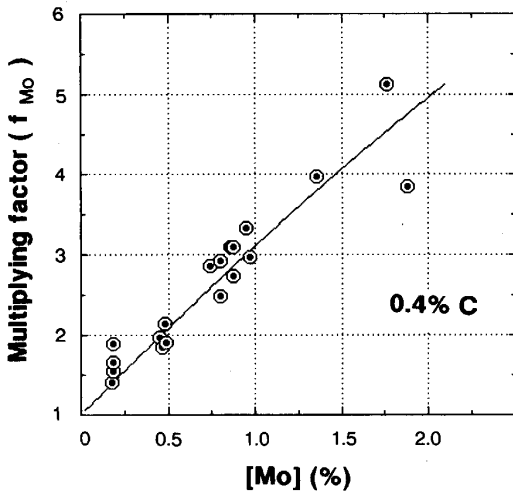
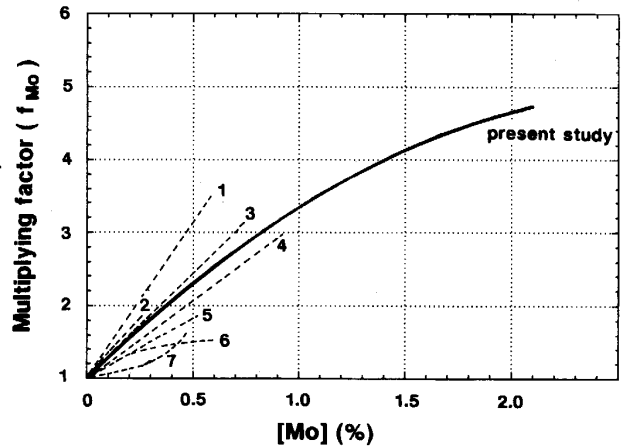


Fig. 7. Multiplying factor as a function of effective molybdenum for Fe-0.4% C-Mo steels.



Dotted lines represent past studies : 1 : Maximum of K-S-B<sup>3)</sup>  
 2 : Grossmann<sup>13)</sup> 3 : Maximum of K-H-T<sup>2)</sup> 4 : C-L<sup>1)</sup>  
 5 : Average of K-S-B<sup>3)</sup> 6 : Minimum of K-H-T<sup>2)</sup> 7 : B-M<sup>7)</sup>

Fig. 10. Multiplying factor derived in the present study is compared with those of past studies.

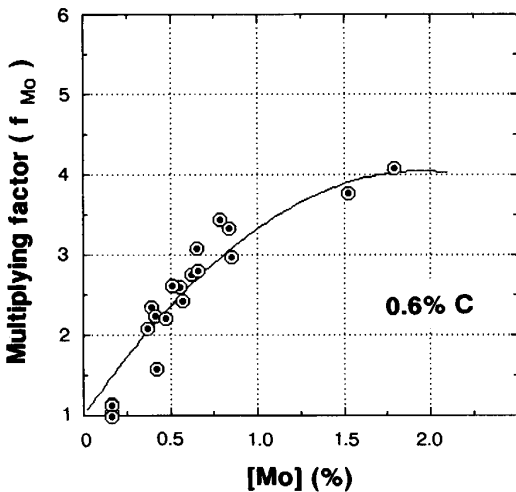


Fig. 8. Multiplying factor as a function of effective molybdenum for Fe-0.6% C-Mo steels.

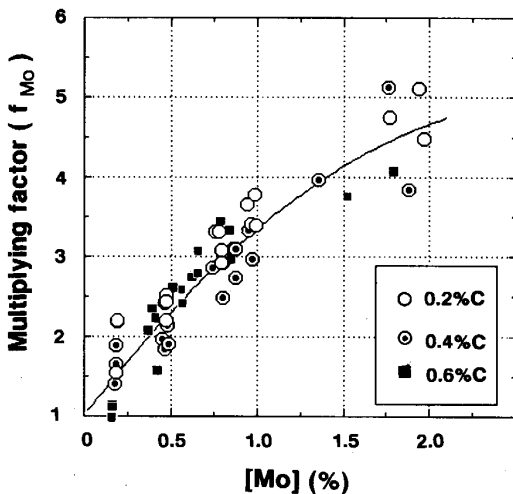


Fig. 9. Multiplying factor as a function of effective molybdenum for Fe-C-Mo steels with carbon contents of 0.2 to 0.6%.

それぞれの図中にはこれらの近似線も示した。また同様に 0.2~0.6% C の範囲のすべての結果をまとめて Fig. 9 に、これを単一の近似式として求めた結果を(16)式に示す。

$$0.2\% \sim 0.6\% C : f_{Mo} = -0.512 \times [Mo]^2 + 2.858 \times [Mo] + 1 \dots\dots\dots(16)$$

なお、(13)~(16)式の有効 [Mo] の適用範囲は実験範囲から 0~2% とする。

Mo の焼入性倍数については過去に多くの研究者の報告があり、それらは大きくばらついていることを前に述べた。Fig. 10 に本報で得られた結果と過去のデータを比較して示す。本報の結果が有効 [Mo] について整理したものであるのに対して過去のデータは添加 (Mo) で整理されたものがほとんどであるので、本報の結果が過去のデータの最も高い位置にくることが期待されたが、この図の結果ではほぼ中間にある。

この原因については過去のデータの実験の詳細が不明であるため明らかにはできないが、本報に用いた供試材が高純度の Fe-C-Mo 合金であったのに対して、過去のデータの実験に用いられた供試材は必ずしも高純度鋼ではなく、それに含まれていた不純物により焼入性が高めに評価されたことも原因の一つと考えられる。

4.4 γ 結晶粒度の予測

前述の(12)式の計算には γ 結晶粒度 (GSN) の実測値を用いた。しかし、予測式開発の目的の一つはできるだけ少ない入力データで、しかも実験などの手間を省略して目標とする特性値を計算することにある。この意味から、GSN も焼入温度から直接計算できることが望ましい。

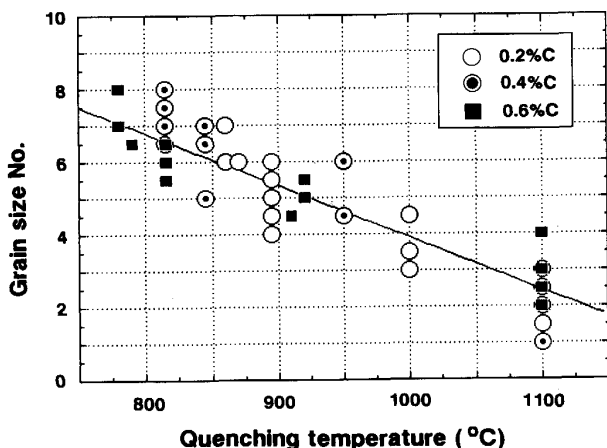


Fig. 11. Variation of austenitic grain size number with quenching temperature. Fitting line is calculated by approximate equation (17).

そこで、前報の実験で得られた GSN についても焼入温度 ( $T_q$ ) から計算できる式を求めた。Fig. 11 に実測 GSN と  $T_q$  の関係を、また(17)式に最小自乗法で決めた近似式を示す。

$$\text{GSN} = -0.0144 \times T_q + 18.3 \dots \dots \dots (17)$$

一般に鋼の GSN と焼入温度の関係は、結晶粒調整元素である Al, Ti, N 等の量により変わる。特に前報の実験に用いた供試材は焼入性のばらつきの原因となる不純物元素をできるだけ低く抑えるため、結晶粒調整元素の量が実用鋼に比べて少ない。しかしその反面未溶解炭化物も結晶粒粗大化阻止に働いている可能性もある。いずれにしても実用鋼とは結晶粒の粗大化挙動が異なることが予想されるので実際に焼入性予測式を適用しようとする鋼に対して GSN の予測式を求め直すことが望ましい。

#### 4.5 焼入性の予測式および予測結果

以上の結果を総合すると、鋼の成分 (添加(C)%, (Mo)%), 焼入温度 ( $T_q$ ), 焼入保持時間 ( $t$ ) から Mo の焼入性倍数および鋼の焼入性 (例えば、理想臨界直径) を次の手順で予測することができる。

すなわち、まず(4), (6), (7)式および(8), (9)式を使って未溶解炭化物として固定されている  $\{\text{Mo}\}$ ,  $\{\text{C}\}$  を求める。さらに、それらの値を(1)式に入れて有効  $[\text{C}]$ , 有効  $[\text{Mo}]$  に換算する。次に、この有効  $[\text{Mo}]$  から(13)~(15)式または(16)式により Mo の焼入性倍数 ( $f_{\text{Mo}}$ ) を求めることができる。

また、理想臨界直径を求めたいときには、上で求めた有効  $[\text{C}]$  と GSN の実測値または(17)式による GSN の計算値から(12)式を用い基本理想臨界直径 ( $D_0$ ) を計算する。これを前に求めた焼入性倍数 ( $f_{\text{Mo}}$ ) を掛け

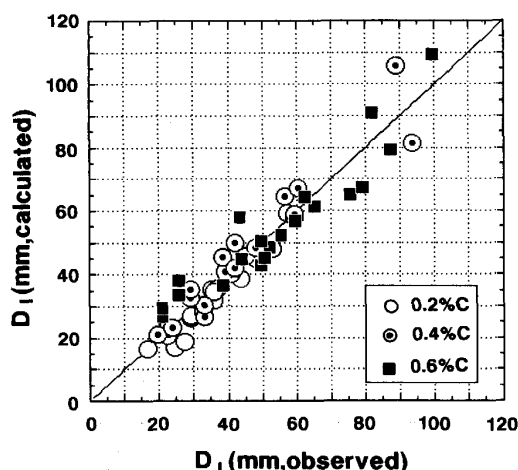


Fig. 12. Comparison of the observed ideal diameters and the predicted values by the method proposed in the present study.

合わせることによりその鋼の理想臨界直径 ( $D_I$ ) が計算できる。

Fig. 12 は前報で得られた焼入性の全実測値を本報で示した方法による予測値と比較した結果を示す。なお、この予測には  $f_{\text{Mo}}$  の計算として(16)式を用いた。この図からわかるように実測値と予測値はよく一致していると言える。ただし、ここで用いた実測値は本報の予測式の係数決定の元となったデータであるので、予測結果と実測値が全体として 1:1 の線上に乗っているのは当然であるが、その相関係数が 0.95 ときわめて高い値を示しており、十分な予測精度を持っていることがわかる。

## 5. 結 言

前報<sup>8)</sup>において、焼入れ時に残存する未溶解炭化物中に固定されている  $\{\text{Mo}\}$ ,  $\{\text{C}\}$  を  $\text{Fe}_3\text{Mo}_3\text{C}$  として析出していると想定し、補正することにより Mo 量が 2% 近くまで鋼の焼入性を精度よく評価できることを示した。

本報ではこれらのデータを統計解析処理をすることにより、まず添加 (C), (Mo) と焼入温度から炭化物として固定されている  $\{\text{C}\}$ ,  $\{\text{Mo}\}$  を計算し、さらに有効  $[\text{C}]$ ,  $[\text{Mo}]$  を予測する式を導いた。

また、理想臨界直径による焼入性の評価から Mo 鋼中の Mo の焼入性倍数と有効  $[\text{Mo}]$  の関係を求め、次の関係式を得た。

$$f_{\text{Mo}} = -0.512 \times [\text{Mo}]^2 + 2.858 \times [\text{Mo}] + 1$$

この Mo の焼入性倍数は 0.2~0.6% C, 0~2% Mo の範囲で適用できるものである。

さらにこれらの予測式を総合することにより、添加

(C), 添加 (Mo) と焼入温度から鋼の理想臨界直径の計算もすることができ, コンピューターを使った熱処理後の材質予測に活用することが可能である.

### 文 献

- 1) W. CRAFTS and J. L. LAMONT: Trans. Metall. Soc. AIME, **158** (1944), p. 157
- 2) I. R. KRAMER, R. H. HAFNER and S. L. TOLEMANN: Trans. Metall. Soc. AIME, **158** (1944), p. 138
- 3) I. R. KRAMER, S. SIEGEL and J. G. BROOKS: Trans. Metall. Soc. AIME, **167** (1946), p. 670
- 4) J. M. HODGE, J. L. GIOVE and R. G. STORM: J. Met., **1**, (1950), Sec. 3
- 5) A. LEGAT and A. MOSER: Harterei-Technische Mitteilungen, **16** (1961), p. 133
- 6) L. C. BOYD and J. FIELD: AISI Contribution to the Metallurgy of Steel (1945) No. 12.
- 7) G. R. BROPHY and A. J. MILLER: Trans. Metall. Soc. AIME, **167** (1946), p. 654
- 8) 井上 毅: 鉄と鋼, **78** (1992), p. 288
- 9) A. C. FRANKER and H. H. STADELMAIER: Trans. Metall. Soc. AIME, **245** (1969), p. 847
- 10) K. KUO: Acta Metall., **1** (1953), p. 299
- 11) J. BURKE: The Kinetics of Phase Transformations in Metals, Oxford (1965), p. 36 [Pergamon Press]
- 12) 中野 平: 高炭素低合金鋼における炭化物の球状化に関する研究, 学位論文 (京都大学) (1972), p. 143
- 13) M. A. GROSSMANN, M. ASIMOV and S. F. URBAN: Hardenability of Alloy Steels ASM, Cleveland (1939), p. 124