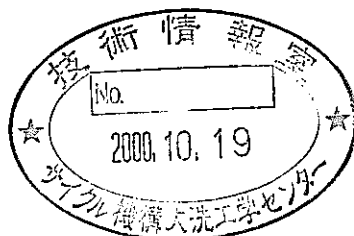


フェライト鋼照射材料のシャルピー 衝撃特性と破壊靱性の評価（４）

（核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書）

2000年3月



東北大学金属材料研究所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2000

フェライト鋼照射材料のシャルピー衝撃特性と破壊靱性の評価 (4)

(核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書)

栗下裕明*

要 旨

微小試験片による照射脆化評価手法、とくに照射による破壊靱性の変化の評価手法を確立するために、最近のシャルピー衝撃試験法と破壊靱性試験法の進歩に基づき、これまでの受託研究により得られた高強度フェライトマルテンサイト鋼照射材料(微小試験片)のシャルピー衝撃試験データを検討し、以下の結果を得た。

1、照射により生ずる破壊靱性の変化は、破壊靱性値が $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ になる温度のシフト(ΔT_{100})により表される。この ΔT_{100} はシャルピー吸収エネルギーが 41J でのDBTTのシフト(ΔT_{41})にほぼ等しい。したがって、微小試験片シャルピー試験結果から ΔT_{41} を評価することにより、照射による破壊靱性の変化を評価することが可能である。

2、微小試験片の T_{41}^M は、その吸収エネルギーが $41/\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$ (B は試験片厚さ、 b はリガメントサイズ)になる温度に相当する。ここで、 $\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$ は微小試験片の上部棚エネルギー(USE^M)からフルサイズ試験片の USE^F を評価するための規格化因子であり、 α は USE とともに増加し、 $\alpha \geq 0.65$ である。なお、 USE の規格化に用いる破壊体積は、 Bb^2 よりも $(Bb)^{3/2}$ が有効である。

3、 T_{41}^F と T_{41}^M の間には、 M を寸法補正因子とすると近似的に次の関係式が成立する。

$$T_{41}^F - T_{41}^M = M = 98 - 15.1 \times \ln (Bb)^{3/2}$$

M の値はノッチ形状にも依存し、試験片寸法が小さいほど依存性が大きい。この結果は、ノッチの選択により T_{41}^M から T_{41}^F を評価可能であることを示している。

4、 T_{41} の照射によるシフト(ΔT_{41})は、フルサイズ試験片と微小試験片でほぼ等しい。この結果は、微小試験片の結果から、 ΔT_{41}^F 、したがって ΔT_{100} を評価可能であることを示している。

5、以上の1~4の結果に基づき、これまでの受託研究により得られた全ての微小シャルピー試験片のデータに対して、 USE^F 、 T_{41}^F 、 ΔT_{41}^F 及び ΔT_{100} の値を評価することに成功した。

本報告書は、東北大学が核燃料サイクル開発機構の委託により実施した研究成果に関するものである。

機構 担当部課室：大洗工学センター燃料材料試験部照射材料試験室

※：東北大学金属材料研究所

Evaluation of Charpy Impact properties and fracture toughness for irradiated ferritic steels (4)

Hiroaki Kurishita*

Abstract

In order to evaluate the radiation-induced shift of fracture toughness from Charpy impact test results for miniaturized specimens, all of the Charpy impact data on high-strength ferritic steels developed by JNC were examined on the basis of the recent progress on the Charpy impact and fracture toughness test methods. Main results obtained are as follows.

1. The radiation-induced shift of fracture toughness is characterized by the shift of the reference fracture toughness temperature, ΔT_{100} , where T_{100} is the temperature at which the fracture toughness value is $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. ΔT_{100} is approximately equal to the radiation-induced shift of Charpy DBTT at 41J (ΔT_{41}). Therefore, ΔT_{100} can be estimated by determining ΔT_{41} from miniaturized Charpy specimen data.

2. The value of T_{41} for miniaturized specimens, T_{41}^M , can be determined as the test temperature where the absorbed energy is equal to $41/\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$. Here, B is the specimen thickness, b is the ligament size and $\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$ is the normalization factor to get the upper shelf energy of full size specimens, USE^F , from the mini-size USE^M . The values of α is larger than 0.65, depending on the USE of the material. It is also shown that the fracture volume of $(Bb)^{3/2}$ is more valid than that of Bb^2 .

3. The following relationship appears to hold between T_{41}^F and T_{41}^M

$$T_{41}^F - T_{41}^M = M = 98 - 15.1 \times \ln (Bb)^{3/2},$$

where M is the specimen size correction factor. M also depends on notch geometry and its dependence becomes large with decreasing specimen size. This indicates that the value of T_{41}^F can be estimated from T_{41}^M by choosing suitable notch geometry.

4. The radiation-induced shift of T_{41}^F , ΔT_{41}^F , is approximately equal to ΔT_{41}^M . This indicates that the estimate of ΔT_{100} can be made from ΔT_{41}^M .

5. For all of the miniaturized Charpy specimen data on high-strength ferritic steels that were irradiated in JOYO and tested at Tohoku University, the values of USE^F , T_{41}^F , ΔT_{41}^F and ΔT_{100} were successfully evaluated.

Work performed by the Oarai Branch, Institute for Materials Research, Tohoku University under contact with Japan Nuclear Cycle Development Institute. JNC:

目 次

1. 緒 言	1
2. 照射脆化の評価	1
2.1 試験片の組成と寸法	1
2.2 照射による破壊靱性値のシフトとシャルピーDBTTシフト	4
2.3 上部棚エネルギー (USE) の評価	4
2.3.1 破壊体積	4
2.3.2 USEの規格化因子	8
2.4 41Jに対応する吸収エネルギー値の評価	22
2.5 DBTTの評価	24
2.6 照射によるDBTTシフトの評価	28
3. 高強度フェライト鋼の照射脆化	28
4. 結 言	35
5. 参考文献	38

表 図 写 真 一 覧

- 表-1 照射脆化の評価に用いたフェライト鋼の名称と材質
- 表-2 " シャルピー試験片の寸法
- 表-3 Bb^2 および $(Bb)^{3/2}$ に対する規格化因子と試験片形状の関係。
- 表-4 試験片断面の異なる試験片の Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ で規格化したUSEの比較。
- 表-5 フルサイズ試験片と微小試験片におけるDBTT (測定値)の差と試験片寸法補正因子M (2WFKの非時効材)
- 表-6 フルサイズ試験片と微小試験片におけるDBTT (測定値)の差と試験片寸法補正因子M (2WFKの時効材)
- 表-7 微小試験片 (1mm角)から評価したJNC高強度フェライト鋼のシャルピー衝撃特性 (USE, DBTT)
- 表-8 微小試験片 (1.5mm角)から評価したJNC高強度フェライト鋼のシャルピー衝撃特性 (USE, DBTT)
- 表-9 微小試験片 (1mm角)から評価したJNC高強度フェライト鋼の照射によるUSE, DBTT (T_{41} , $T_{1/2}$)および破壊靱性値 (T_{100})のシフト
- 表-10 微小試験片 (1.5mm角)から評価したJNC高強度フェライト鋼の照射によるUSE, DBTT (T_{41} , $T_{1/2}$)および破壊靱性値 (T_{100})のシフト
- 図-1 原子炉圧力容器鋼の破壊靱性値 (T_{100})とシャルピー吸収エネルギー41JでのDBTT (T_{41})の関係
- 図-2 原子炉圧力容器鋼の照射による破壊靱性値 (T_{100})のシフトとシャルピーエネルギー41JでのDBTT (T_{41})シフトの関係
- 図-3 フェライト鋼フルサイズ試験片のUSEと1/3サイズ試験片のUSEとの関係
- 図-4 フェライト鋼1/3サイズ試験片に対する α とフルサイズ試験片USEとの関係
- 図-5 フェライト鋼1/3サイズ試験片に対する α と1/3サイズ試験片USEとの関係
- 図-6 フェライト鋼1/3サイズ試験片に対する α と降伏強度の関係
- 図-7 フルサイズ試験片のUSEと微小試験片 (3.3mm角, 2.0mm角, 1.5mm角, 1.0mm角)の規格化USEとの関係
- 図-8 フルサイズ試験片のUSEと鋭く深いノッチをもつ微小試験片 (3.3mm角, 2.0mm角, 1.5mm角, 1.0mm角)の規格化USEとの関係
- 図-9 微小試験片における α とフルサイズ試験片のUSEとの関係

- 図-10 微小試験片（鋭く深いノッチをもつ場合）における α とフルサイズ試験片のUSEとの関係
- 図-11 微小試験片（通常のノッチをもつ場合）における α とフルサイズ試験片のUSEとの関係
- 図-12 1.5mm角試験片における α とUSEとの関係（通常のノッチをもつ場合）
- 図-13 1.0mm角試験片における α とUSEとの関係（通常のノッチをもつ場合）
- 図-14 微小試験片（1.0mm角）の延性破面率と吸収エネルギー値の関係
- 図-15 フルサイズ試験片と微小試験片のDBTT（実測値）の差（ $\Delta T_{1/2}$ と $\Delta T_{4.1}$ ）と寸法補正因子，M，の関係（全てのノッチを含む）
- 図-16 フルサイズ試験片と微小試験片のDBTT（実測値）の差（ $\Delta T_{1/2}$ と $\Delta T_{4.1}$ ）と寸法補正因子，M，の関係（通常ノッチのみ）
- 図-17 試験片寸法とノッチ形状の異なる試験片における，時効によるDBTT（ $T_{1/2}$ ， $T_{4.1}$ ）のシフト

1. 結 言

高速炉炉心用材料としてのフェライト鋼は、高速中性子の照射によって破壊靱性値が低下する照射脆化を生ずるので、その評価が重要である。最近の報告によれば、測定される破壊靱性値が有効な値となるには、次の限界値以下でなければならない [1]。

$$K_{Jc(\text{limit})} = \sqrt{E b_0 \sigma_y / 30}$$

ここで、Eはヤング率、 b_0 はりガメントサイズ、 σ_y は降伏強度である。よく知られているように、この限界値を満たすには大寸法の試験片が必要となる。しかし、原子炉等による材料照射実験では照射スペースに制約があり、また材料開発における経済性や研究の効率性の観点からも、できるだけ寸法の小さな試験片による照射脆化評価手法の確立が要望されている。

一方、シャルピー衝撃試験では、照射脆化は延性-脆性遷移温度 (ductile-to-brittle transition temperature, DBTT) の上昇及び上部棚エネルギー (upper shelf energy, USE) の減少として評価することができ、また破壊靱性試験に比べてかなり小さな寸法の試験片を使用できるという特徴を有するため、照射脆化評価のために広く用いられている。しかし、DBTTやUSEは試験片寸法やノッチ形状に依存し、物性値とはいえない点が問題である。したがって、シャルピー衝撃試験結果から、照射による破壊靱性値の変化を評価する方法を確立することが重要となる。

平成10年度までの受託研究において、シャルピー衝撃試験における試験片微小化の方法を追究するとともに、試験片体積がフルサイズ試験片の1/120~1/275という超微小試験片(1.5×1.5×20mm, 1×1×20mm)を用い、高速炉炉心用材料として有望なJNCで開発された高強度フェライトマルテンサイト鋼の常陽照射材についてシャルピー衝撃特性を取得してきた。本年度は、それらの微小試験片によるシャルピー衝撃試験データを基に、照射脆化、とくに照射による破壊靱性値の変化を評価することを主な目的とする。

2. 照射脆化の評価

2.1 試験片の組成と寸法

微小試験片によるシャルピー衝撃試験データから、照射による破壊靱性値の変化を評価するために使用した試験片名称と合金組成を表1に、シャルピー衝撃試験に用いた試験片寸法を表2に示す。表1のJFMS (Japanese Ferrite Martensite Dual Phase Steel)

以外は全てJNCで開発された高強度フェライトマルテンサイト鋼である。表2では、代表的なノッチ寸法のみを示したが、JFMSと2WFKでは、試験片寸法とともにノッチ形状も広く変え、それらのシャルピー試験結果に及ぼす効果が調べられた(表5, 6参照)。

Table 1 Designation and composition of materials used for the data analysis.

名 称	主な化学組成
60SX	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (11Cr-0.5Mo-1.5W-0.2V)
60SY	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (11Cr-0.5Mo-2.0W-0.2V)
MA957-0	分散強化型フェライト鋼 (0.01C-14Cr-0.3Mo-1.0Ti-0.3Y ₂ O ₃)
63WFS-M	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (母材) (11Cr-0.4Mo-1.7W-0.2V)
63WFS-W	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (11Cr-0.4Mo-1.7W-0.2V) (電子ビーム溶接部材)
1DSL-L	分散強化フェライト鋼 (L方向) (0.10C-11Cr-3.0W-0.5Ti-0.5Y ₂ O ₃)
1DSL-T	分散強化フェライト鋼 (T方向) (0.10C-11Cr-3.0W-0.5Ti-0.5Y ₂ O ₃)
2WFK (非時効材)	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (11Cr-0.5Mo-2.0W-0.2V)
2WFK (時効材)	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (11Cr-0.5Mo-2.0W-0.2V) (973K × 2000h)
JFMS	高強度フェライトマルテンサイト鋼 (10Cr-2.3Mo-0.06Nb-0.1V)

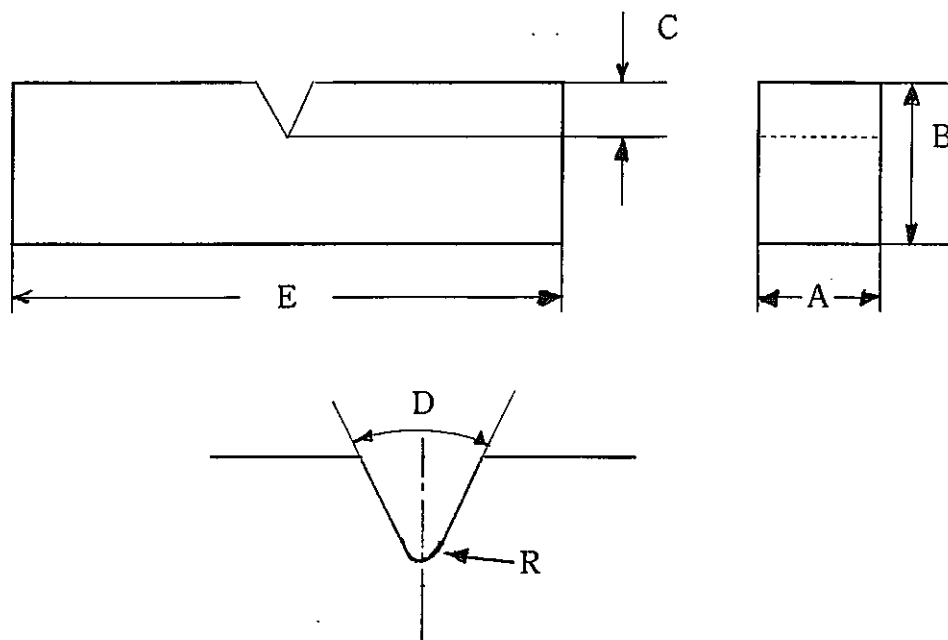


Table 2 Dimensions of V-notched Charpy specimens used for the data analysis (mm).

	A	B	C	D	E	R
フルサイズ	10 ± 0.05	10 ± 0.05	2 ± 0.05	$45^\circ \pm 2^\circ$	55 ± 0.6	0.25 ± 0.03
10×5.0 mm	5.0 ± 0.05	10 ± 0.05	2 ± 0.05	$45^\circ \pm 2^\circ$	55 ± 0.6	0.25 ± 0.03
10×2.5 mm	2.5 ± 0.05	10 ± 0.05	2 ± 0.05	$45^\circ \pm 2^\circ$	55 ± 0.6	0.25 ± 0.03
3.3 mm	3.3 ± 0.01	3.3 ± 0.01	0.5 ± 0.01	$30^\circ \pm 2^\circ$	23 ± 0.2	0.08 ± 0.01
2.0 mm	2.0 ± 0.01	2.0 ± 0.01	0.4 ± 0.01	$30^\circ \pm 2^\circ$	20 ± 0.2	0.08 ± 0.01
1.5 mm	1.5 ± 0.01	1.5 ± 0.01	0.3 ± 0.01	$30^\circ \pm 2^\circ$	20 ± 0.2	0.08 ± 0.01
1.0 mm	1.0 ± 0.01	1.0 ± 0.01	0.2 ± 0.01	$45^\circ \pm 2^\circ$	20 ± 0.2	0.08 ± 0.01

2.2 照射による破壊靱性値のシフトとシャルピーDBTTシフト

最近の研究によれば、材料の破壊靱性は破壊靱性値が $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ になる温度 (T_{100}) により記述することができる。図1は、原子炉压力容器鋼について T_{100} を、シャルピー衝撃試験により得られる吸収エネルギー41JでのDBTT (T_{41}) に対してプロットした結果 [1] であるが、両者の間には勾配が1の良い直線関係が成立している。これらのデータについて、さらに中性子照射による T_{100} のシフト (ΔT_{100}) と T_{41} のシフト (ΔT_{41}) をプロットすると、図2に示すように、次の比例関係が見出される [1]。

$$\Delta T_{100} = \Delta T_{41J} \quad (\text{溶接材})$$

$$\Delta T_{100} = \Delta T_{41J} \times 1.15 \quad (\text{母材})$$

$$\Delta T_{100} = \Delta T_{41J} \times 1.08 \quad (\text{溶接材+母材})$$

溶接材と母材では比例定数がやや異なるものの、その差は小さく、 ΔT_{100} と ΔT_{41} はほぼ等しいとみなすことができる。したがって、シャルピー衝撃試験により ΔT_{41} を評価することにより、照射による破壊靱性値のシフトを評価することが可能となる。

以下では、微小試験片によるシャルピー衝撃試験データから ΔT_{41} を評価する方法を示し、最後にその方法を用いて、約10年間にわたる受託研究で照射脆化の対象とされた一連の高強度フェライトマルテンサイト鋼 (JNC製) の常陽照射による ΔT_{41} 、したがって ΔT_{100} を評価する。

2.3 上部棚エネルギー (USE) の評価

2.3.1 破壊体積

フルサイズ試験片のUSEや下部棚エネルギー (LSE) の値を微小試験片のUSEやLSEから評価するために、次式を満たす規格化因子 (normalization factor) NF_U や NF_L を見出す研究が行われてきた。

$$USE^F / USE^M = NF_U \quad (1)$$

$$LSE^F / LSE^M = NF_L \quad (2)$$

ここで、添字のFとMはフルサイズ試験片と微小試験片を示し、UとLはUSEとLSEを示す。USEやLSEは破壊に要した領域の大きさに比例すると考えられ、現在USEに対しては Bb^2 または $(Bb)^{3/2}$ (Bは試験片の厚さ、bはリガメントサイズ) を用いた次の関係式

$$NF_U = (Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M \quad (3)$$

$$NF_U = Bb^2_F / Bb^2_M \quad (4)$$

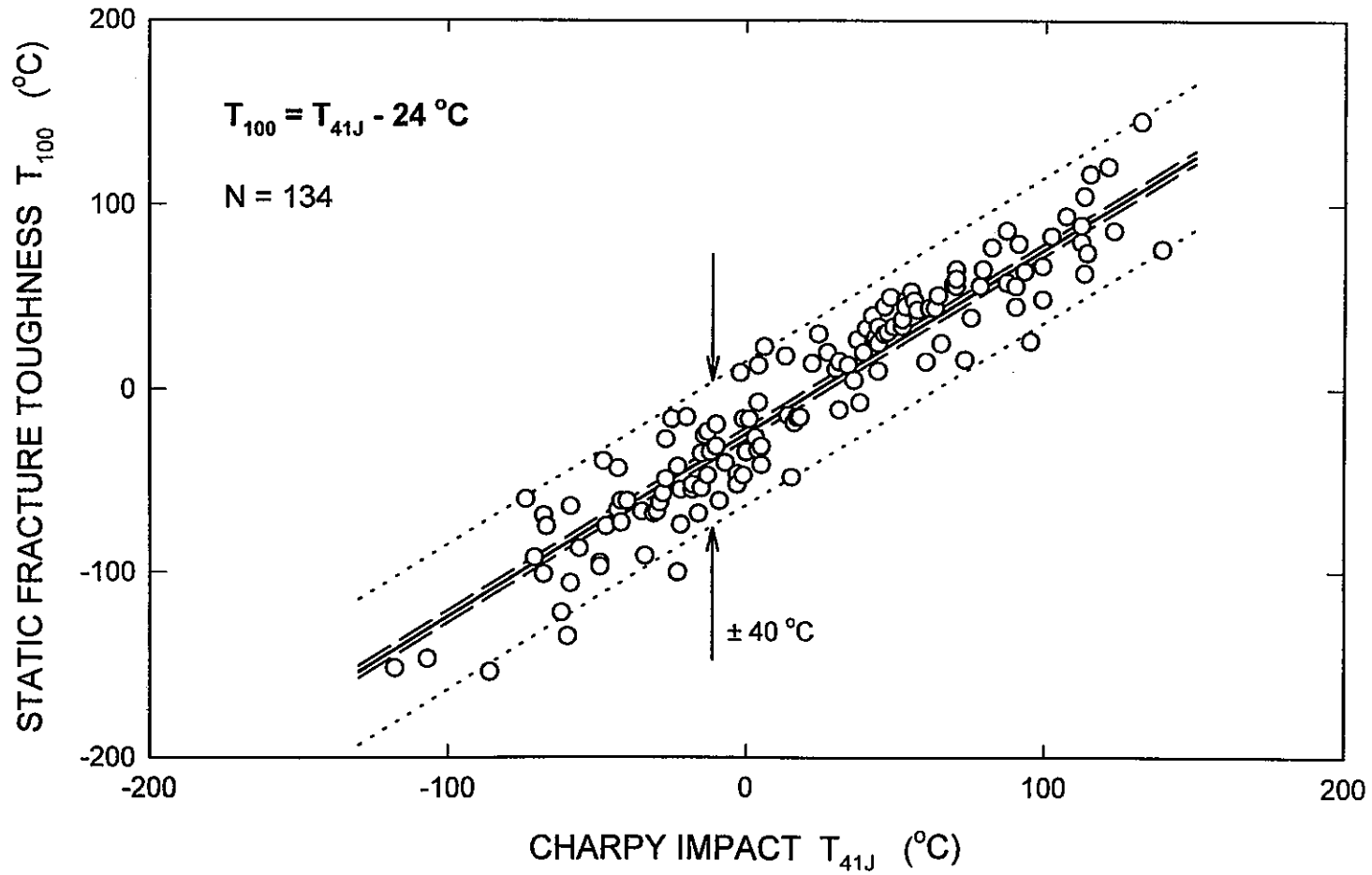


Fig. 1 Relationship between static fracture toughness T_{100} and Charpy impact T_{41J} transition temperatures for both base and weld metals in the unirradiated and irradiated conditions [1]

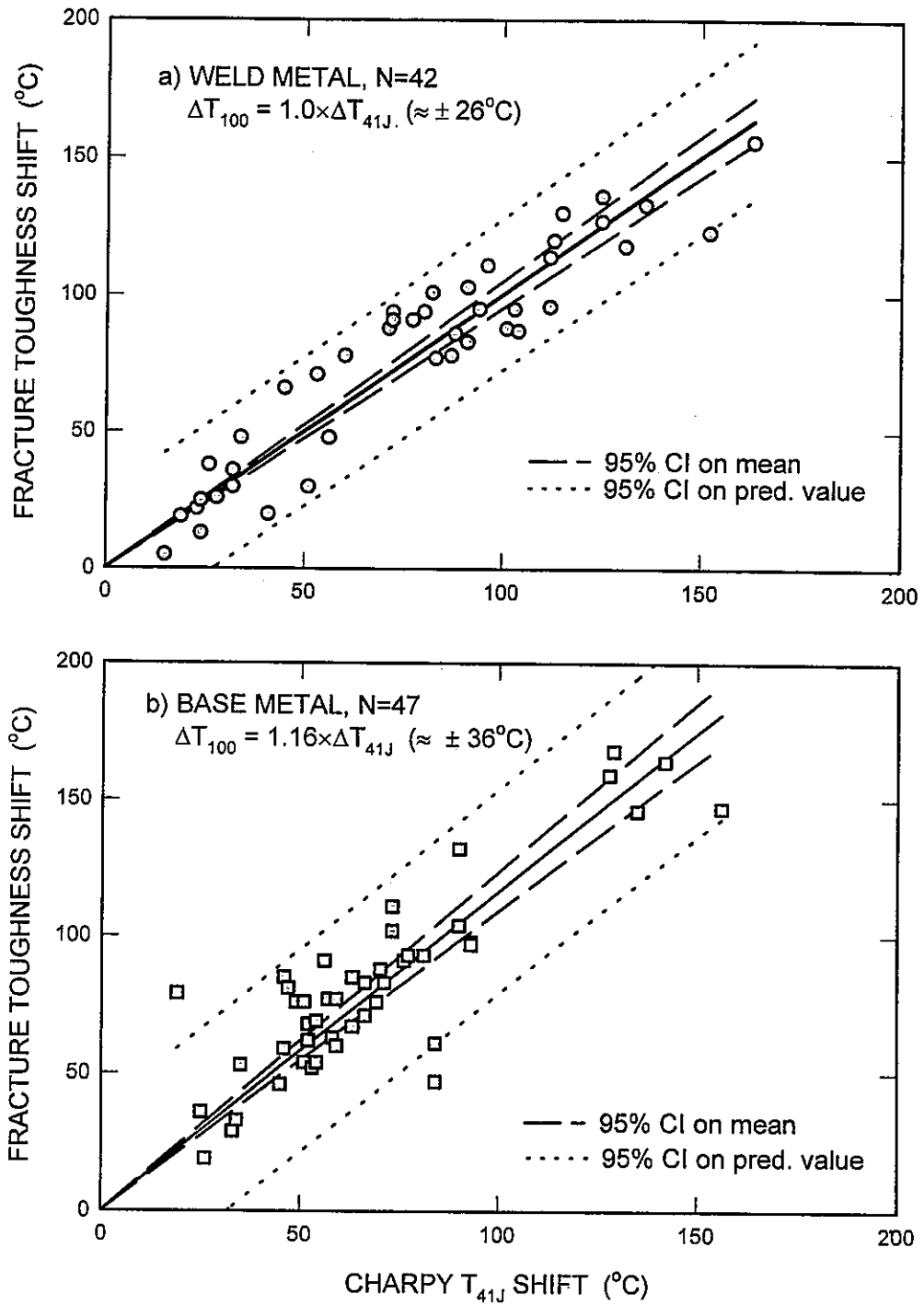


Fig. 2 Correlations between fracture toughness T_{100} and Charpy T_{41J} shifts for (a) weld and (b) base metals. [1]

が使用されている（この関係の妥当性については後述する）。ここで、 Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ はいずれも体積の次元をもつので破壊体積 (fracture volume) と呼ばれるが、 Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ のいずれが正しいかは明らかにされていない。そこで本研究では、両者のいずれがより一般的に有効であるかをまず示すことから始める。

これまでに用いられた多くのシャルピー試験片の形状では、 NF_U として $(Bb)^{3/2}$ を用いても Bb^2 を用いても、両者の値はほぼ同じになるため、両者の違いが現れなかった。このことは、破壊体積として Bb^2 を用いた場合と $(Bb)^{3/2}$ を用いた場合で NF_U が明瞭に異なるような形状（断面）の試験片を使用することにより、 Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ のいずれがより有効であるかを明らかにすることができると思われる。

表3に、これまでに受託研究で使用した主な試験片形状に対して、破壊体積として Bb^2 を用いた場合と $(Bb)^{3/2}$ を用いた場合の NF_U の値を示す。10×2.5mm角試験片では、 Bb^2 を用いた場合と $(Bb)^{3/2}$ を用いた場合で NF_U が2倍も異なるのに対し、その他の試験片形状では差は小さく、中には NF_U が全く等しいものもみられる。そこで、10×2.5mm角試験片に対するシャルピー衝撃試験データが得られている高強度フェライトマルテンサイト鋼（非時効材と熱時効材）について、破壊体積として Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ をそれぞれ用いてUSEを規格化し、いずれがより式（1）を満たすかを調べた。その結果を表4に示す。表には、ハーフサイズの試験片（10×5mm角）についての結果も示した。

Table 3 Comparison of normalization factor, NF_U , for Bb^2 and $(Bb)^{3/2}$.

試験片形状 (断面)	ノッチ深さ (mm)	Bb^2 (mm ³)	$(Bb)^{3/2}$ (mm ³)	フルサイズとの比 (= NF_U)	
				Bb^2	$(Bb)^{3/2}$
1mm角	0.2	0.64	0.72	1000	994
〃	0.3	0.49	0.59	1306	1213
1.5mm角	0.3	2.16	2.41	296	297
〃	0.45	1.65	1.98	388	361
2.0mm角	0.4	5.12	5.72	125	125
〃	0.6	3.92	4.69	163	153
3.3mm角	0.51	25.7	27.9	24.9	25.6
〃	0.66	23.0	25.7	27.8	27.8
10×2.5mm角	2.0	160	89.4	4	8.0
10×5mm角	2.0	320	253	2	2.8
フルサイズ	2.0	640	715.5	1	1

Table 4 Comparison of normalized USE for Bb^2 and $(Bb)^{3/2}$ with very different specimen geometry.

鋼種	試験片形状 (断面)	Bb^2 (mm^3)	$(Bb)^{3/2}$ (mm^3)	USE (J)	USE Bb^2	USE $(Bb)^{3/2}$
非時効材	10×2.5 mm	160	89.4	17.9	0.112	0.200
	10×5 mm	320	253	57.3	0.179	0.227
	フルサイズ	640	715.5	134	0.210	0.188
熱時効材	10×2.5mm	160	89.4	19.2	0.120	0.215
	10×5 mm	320	253	54.4	0.170	0.215
	フルサイズ	640	715.5	136	0.213	0.190

表4のハーフサイズ試験片と10×2.5mm試験片の結果を比較すると、ハーフサイズでは Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ のいずれが有効であるのか明瞭でないのに対し、10×2.5mm試験片では Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ の間に明瞭な差が認められ、 $(Bb)^{3/2}$ で規格化したUSEの方がフルサイズ試験片のそれにはるかに近い。これは非時効材と時効材の両方で共通して認められる。このことは、 Bb^2 よりも $(Bb)^{3/2}$ の方がUSEに対する破壊体積としてより一般性をもつことを示している。

一方、LSEの規格化因子としては Bb が用いられているが、USEに比べると研究例が少なく、その有効性についてはまだ明らかではない。

2.3.2 USEの規格化因子

前節ではUSEの破壊体積としては $(Bb)^{3/2}$ の方が Bb^2 よりも有効であることを示したが、ここではUSEの規格化因子(NF)について検討する。

式(1)と(3)より得られる次式

$$\begin{aligned} USE^F &= NF_U \times USE^M \\ &= [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M] \times USE^M \end{aligned} \quad (5)$$

の有効性については、すでに以前に議論した [2] が、ここではさらに検討を加える。ま

ず、微小試験片の中では最も多くのシャルピー衝撃試験データが得られ、フルサイズ試験片との比較が可能な3.3mm角および3.33mm角の試験片（1/3サイズ試験片と呼ばれる）について入手可能な全てのUSEをプロットした。その結果を図3に示す。図には、式（5）が成り立つと仮定した場合の直線の勾配（=25.6）も示してある。Nは対象としたデータの総数である。図から明らかなように、測定点は式（5）に従わず、USE^F = 150 J付近を境にして勾配が大きく異なる2つの直線領域か、あるいは勾配がUSEの値に依存して変化する下に凸な曲線上に分布している。この勾配の変化は

$$USE^F = \alpha [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M] \times USE^M \quad (6)$$

とおいた係数 α の変化により示すことができるので、図3の個々のデータに対して次式により α を求め、それをUSE^FとUSE^Mに対してプロットした結果を図4と5に示す。

$$\alpha \equiv (USE^F / USE^M) \times [(Bb)^{3/2}_M / (Bb)^{3/2}_F]$$

α は0.5～1.6の間で変化し、USE^Fの増加とともにほぼ直線的に増加している。このことは、図3の結果を勾配の大きく異なる2つの直線領域としてとらえるよりも、勾配がUSEの値に依存して変化する下に凸な曲線としてとらえるほうが正しいことを示している。一方、USE^Mに対しては、 α はUSE^M = 8 J付近を境にして勾配の異なる2つの直線領域に分けられ、次式で表される。

$$\alpha = 6.5 \quad (USE^M \leq 5 \text{ J}) \quad (7)$$

$$\alpha = 0.07 \times USE^M + 0.3 \quad (USE^M > 5 \text{ J}) \quad (8)$$

したがって、式（6）～（8）を用いれば、1/3サイズ試験片のUSE^Mの測定値からフルサイズ試験片のUSE^Fを評価できることがわかる。

ここで、 α のUSE依存性について検討してみる。 α はその定義から明らかなように、図3の勾配に $(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M$ を乗じた値に過ぎない。したがって、 α がUSEとともに増加することは、USE^Fの増加率のほうがUSE^Mの増加率より大きいことに対応しており、この増加率の違いが生ずる理由を検討することが α のUSE依存性を理解するのに必要である。

USEが増大することはより延性的になることを意味する。このとき、試験片はアンピルの間で塑性変形するが、ある値以上に塑性変形する（たわむ）とアンピルでは支えきれず、たとえ破壊に至らずともアンピルの間をタップとともに通過することが可能となる。この効果は、比較的局所的な塑性変形ですむ微小試験片のほうが、広い領域での塑性変形

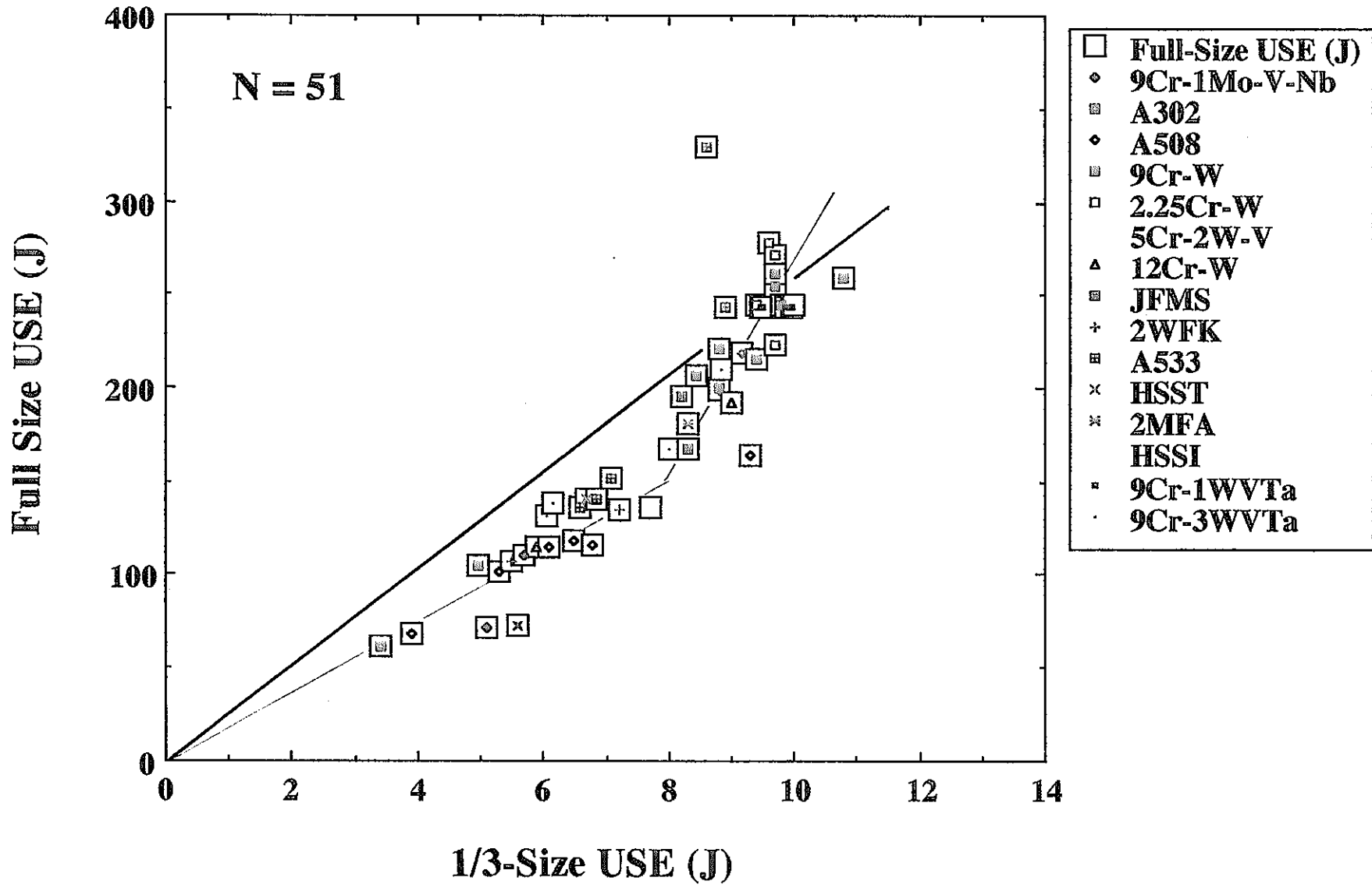


Fig. 3 Plot of the upper shelf energy for full-size specimens against the upper shelf energy for third size specimens of ferritic steels reported to date in the literature.

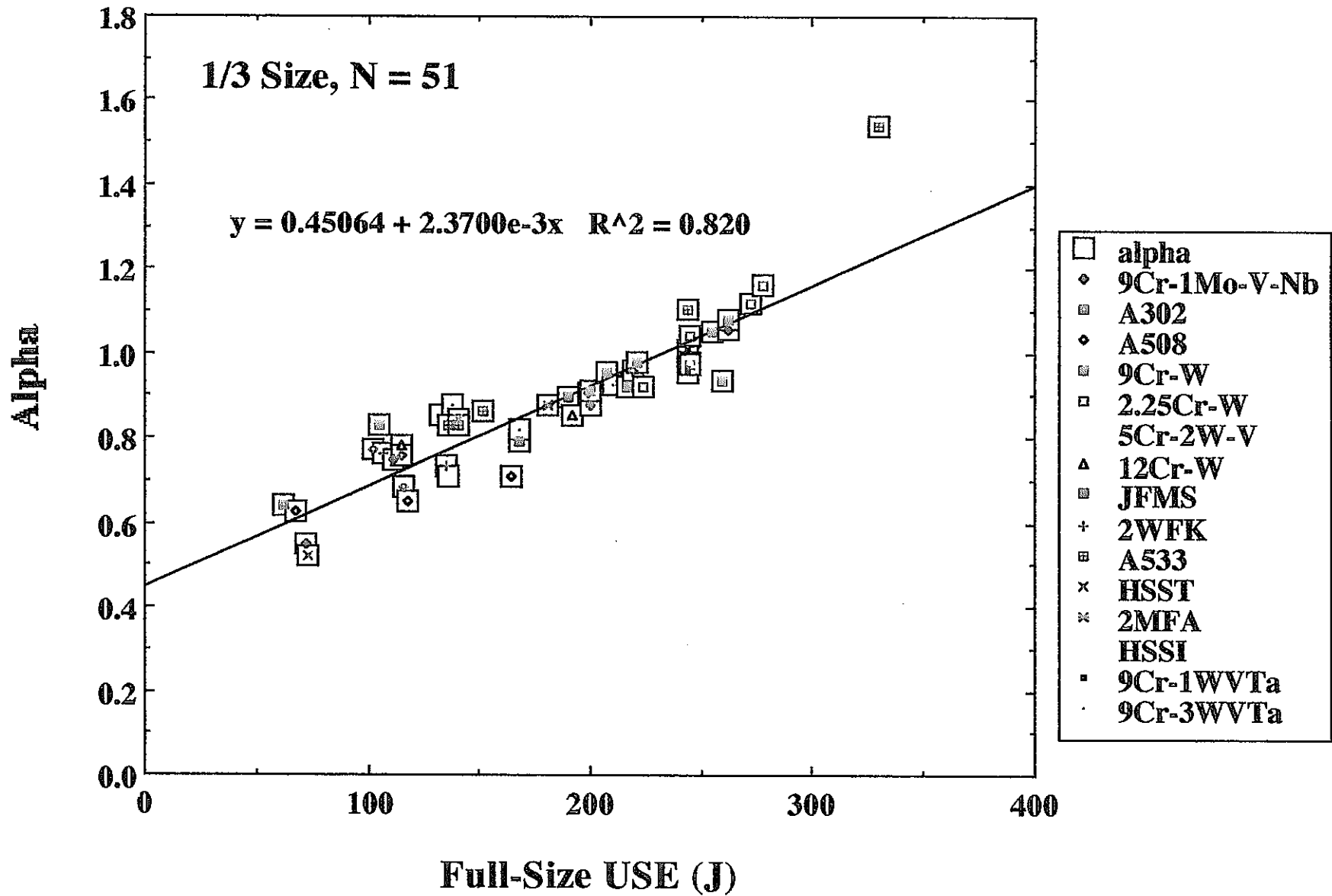


Fig. 4 Plot of α against the upper shelf energy for full-size specimens of ferritic steels reported to date in the literature.

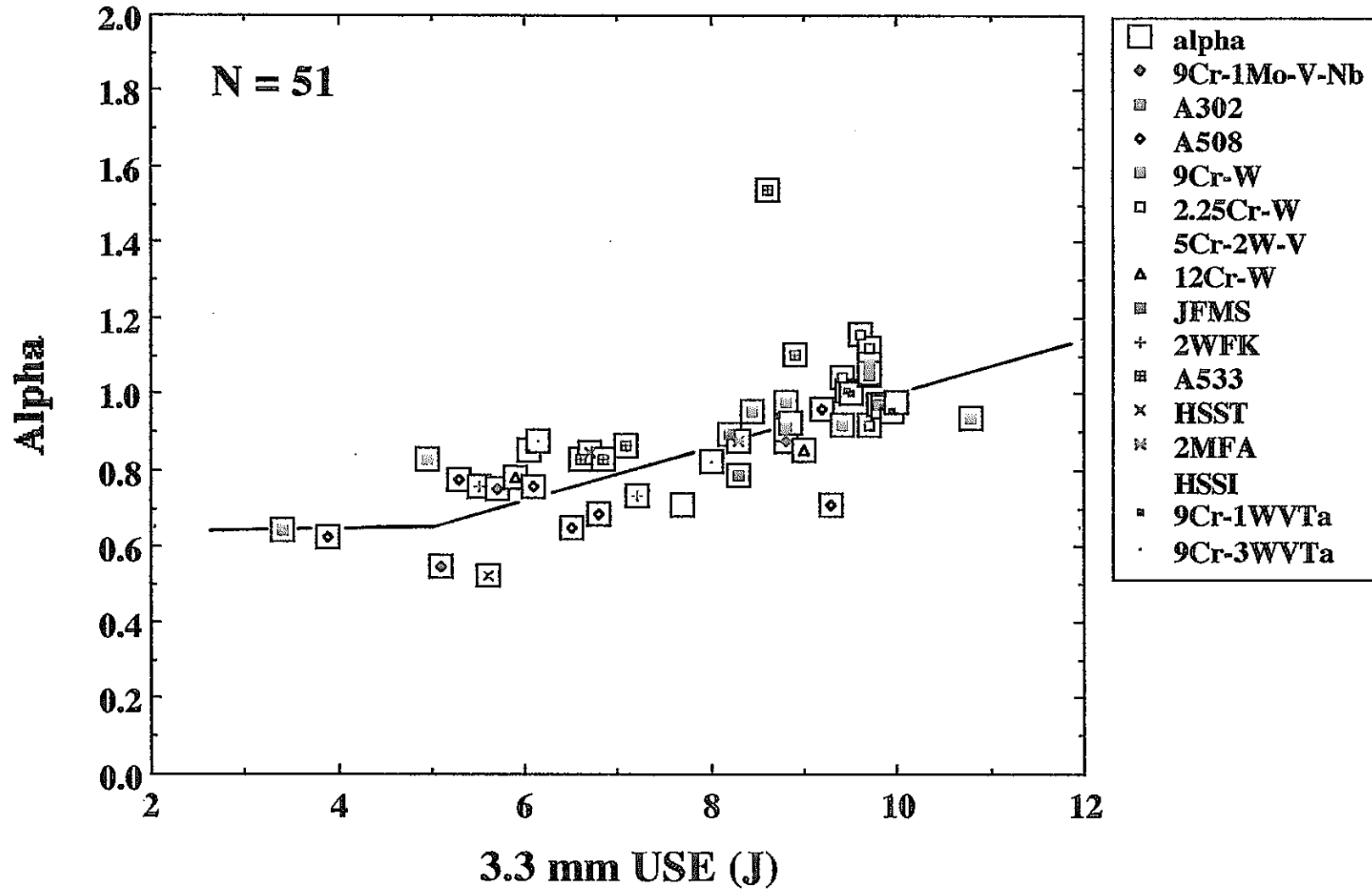


Fig. 5 Plot of α against the upper shelf energy for third size specimens of ferritic steels reported to date in the literature.

を必要とするフルサイズ試験片より大きいであろう。言い換えると、USEの大きな材料では測定可能なUSEの大きさに限界があり、その限界値（飽和値）はフルサイズ試験片よりも微小試験片のほうが小さいと考えられる。図3の結果は、微小試験片のUSE^Mの飽和値は約10J程度であることを示唆している。一方、これとは異なる効果も考慮する必要がある。これまでも指摘されているように、USEの大きい材料では、フルサイズ試験片がアンビル部やタップ刃先に接触する部分で、破壊過程とは直接に関係のない塑性変形が生じ、それによりエネルギーが消費される [3-5]。したがって、これらの2つの効果により、図3のようにUSEの大きな領域で急激な勾配の増加が生じたものと思われる。また、USEが大きい材料では一般に降伏応力が低いと考えられるので、 α と降伏応力とは相関があると期待される。そこで、図3の中の降伏応力が既知のフェライト鋼について α を降伏応力に対してプロットした結果を図6に示す。 α は明らかに降伏応力の増加とともに減少していることがわかる。

これまでは1/3サイズ試験片についてNFを議論したが、以下ではもっと小さな試験片の場合を検討する。そこで、フルサイズ試験片についての衝撃試験結果も同時に得られている1mm角、1.5mm角、2mm角、3.3mm角の微小試験片について、USE^Mに対してUSE^Fをプロットした結果を図7に示す。但し、試験片の寸法の違いを少なくするために、横軸はUSE^Mをそれぞれの試験片の破壊体積 $(Bb)^{3/2}_M$ で規格化した値で示してある。また、図7にはノッチ形状（ノッチ深さ、ノッチ底の先端半径）の異なる試験片も含まれているので、その中からノッチが深く、ノッチ底の先端半径が小さいものだけを取り出したのが図8である。明らかに図7よりデータのばらつきが少なくなっているが、いずれの場合も試験片サイズに依存せず、USE^F=150J付近を境にして勾配が急に増加する下に凸な曲線で表されることがわかる。この勾配に対応する α の値とフルサイズ試験片のUSE^Fとの関係を図9~11に示す。図10は図8に対応するもので、図11はそれ以外の普通のノッチ形状をもつ試験片に対する結果である。いずれの場合も α はUSE^Fの増加とともに増加している。以上の結果は、上に述べた1/3サイズの結果と基本的に同じである。ところで、受託研究で用いられ、本研究で解析の対象となる試験片のサイズは1.5mm角と1.0mm角であり、またノッチ形状は普通の形状であるので、それらの場合の α とUSE^Mの測定値の関係を図12と13に示す。図12から、経験的に

$$\alpha = 6.5 \quad (USE^M \leq 0.65 \text{ J}) \quad (9)$$

$$\alpha = 2.7 \times USE^M - 1.1 \quad (USE^M > 0.65 \text{ J}) \quad (10)$$

となり、また図13ではデータが少ないので、図5と図12の結果を参考にして、

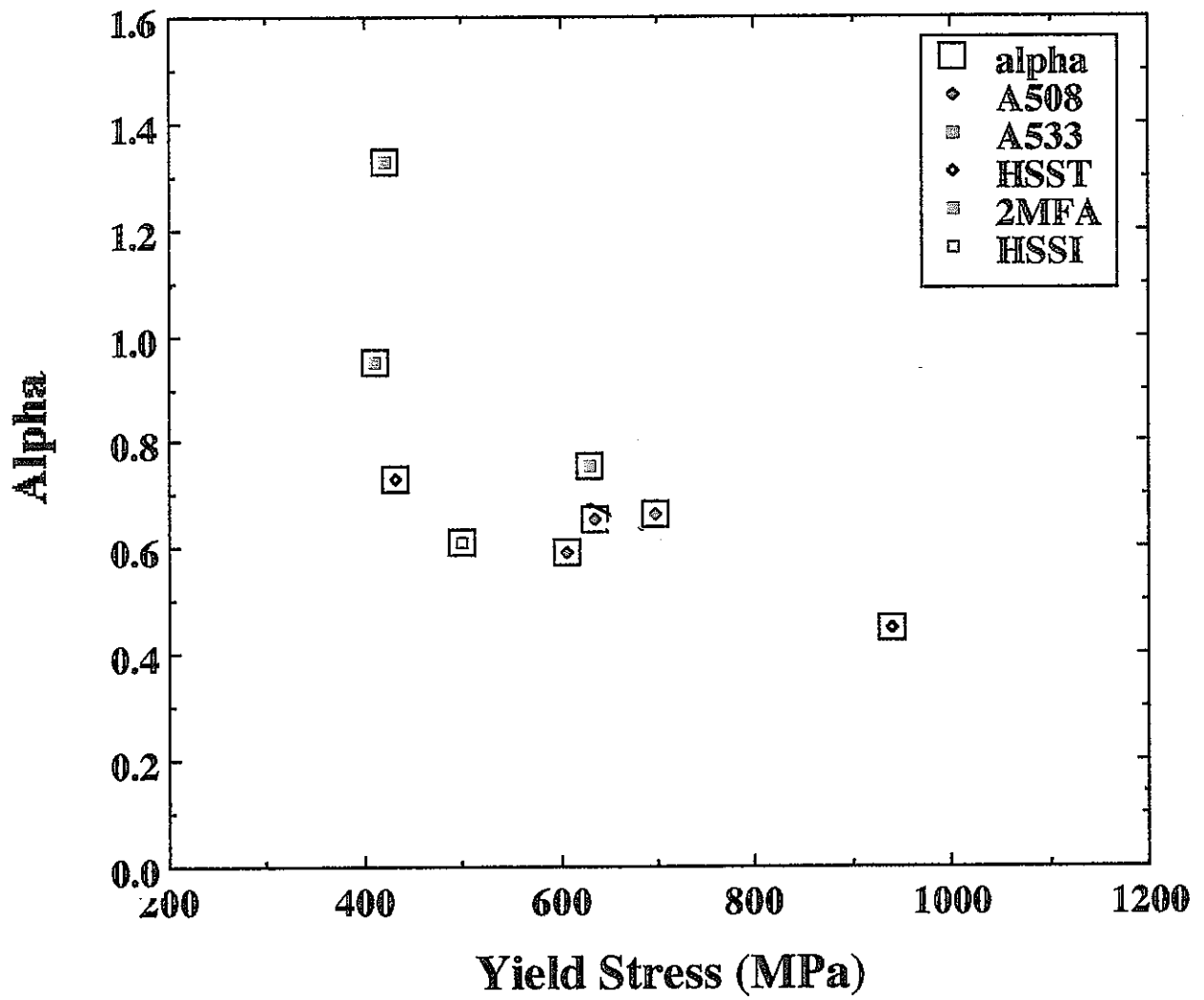


Fig. 6 Plot of α against the yield strength of ferritic steels.

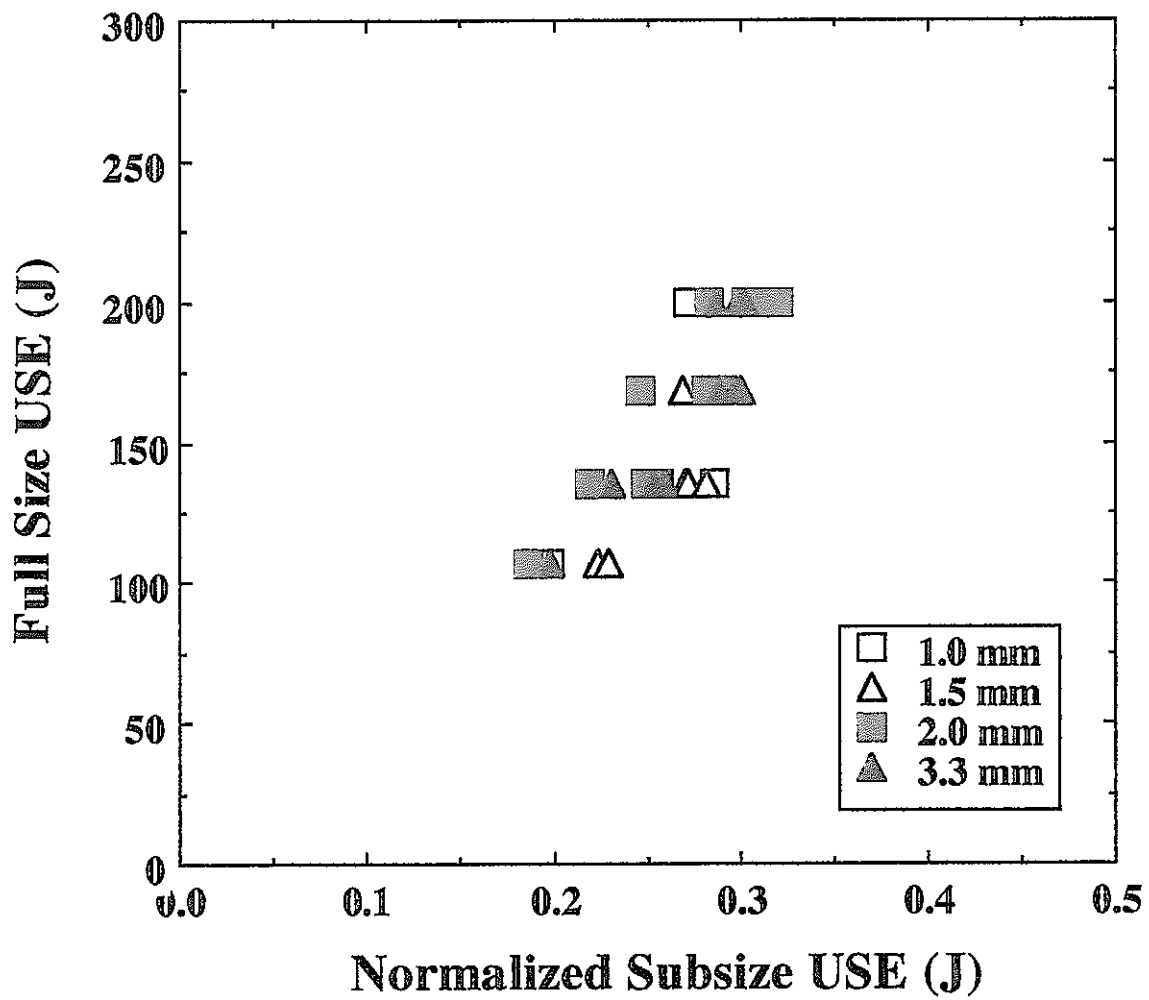


Fig. 7 Plot of the upper shelf energy for full-size specimens against the normalized upper shelf energy for miniaturized specimens of 2WFK and JFMS.

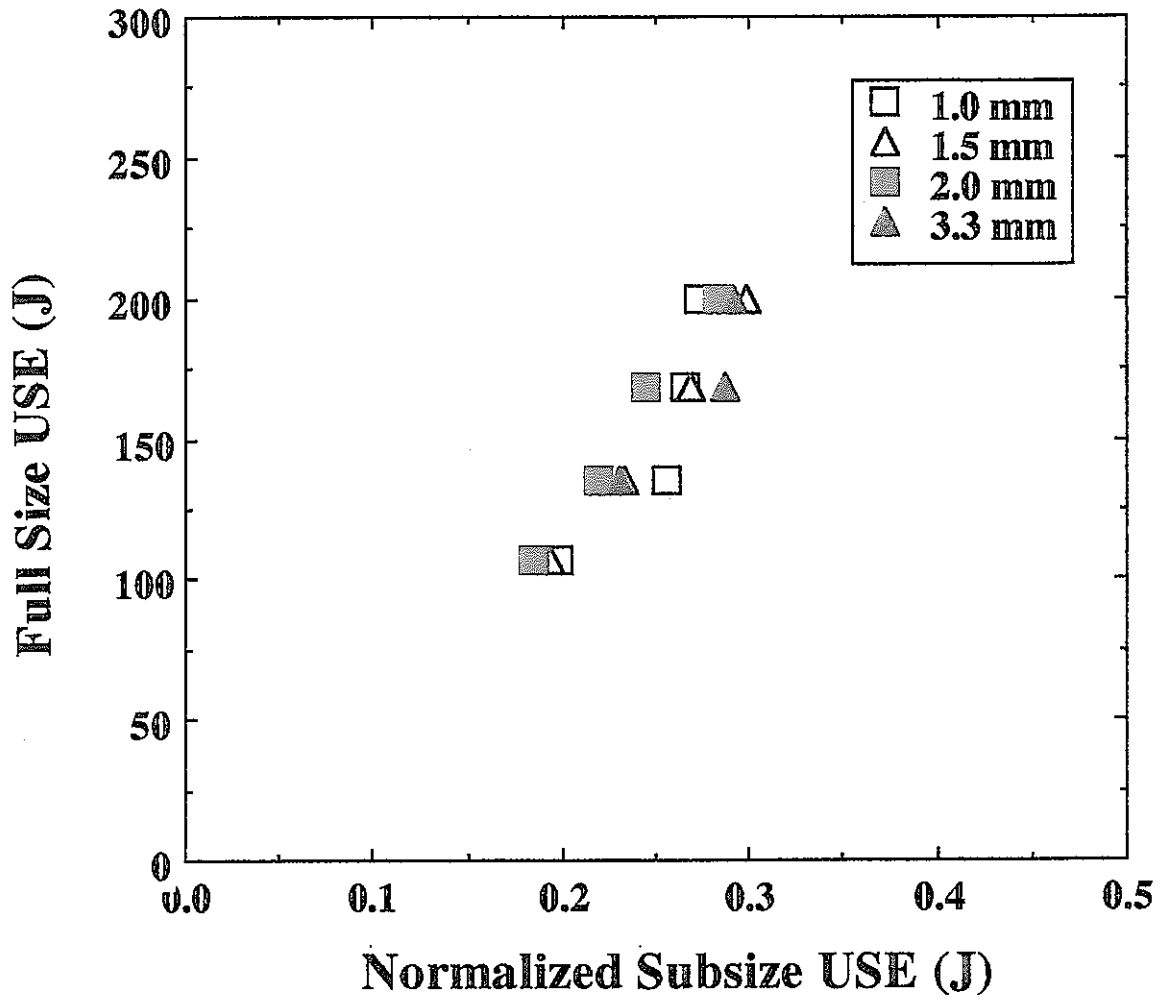


Fig. 8 Plot of the upper shelf energy for full-size specimens against the normalized upper shelf energy for miniaturized specimens with a deep and sharp V-notch for 2WFK and JFMS.

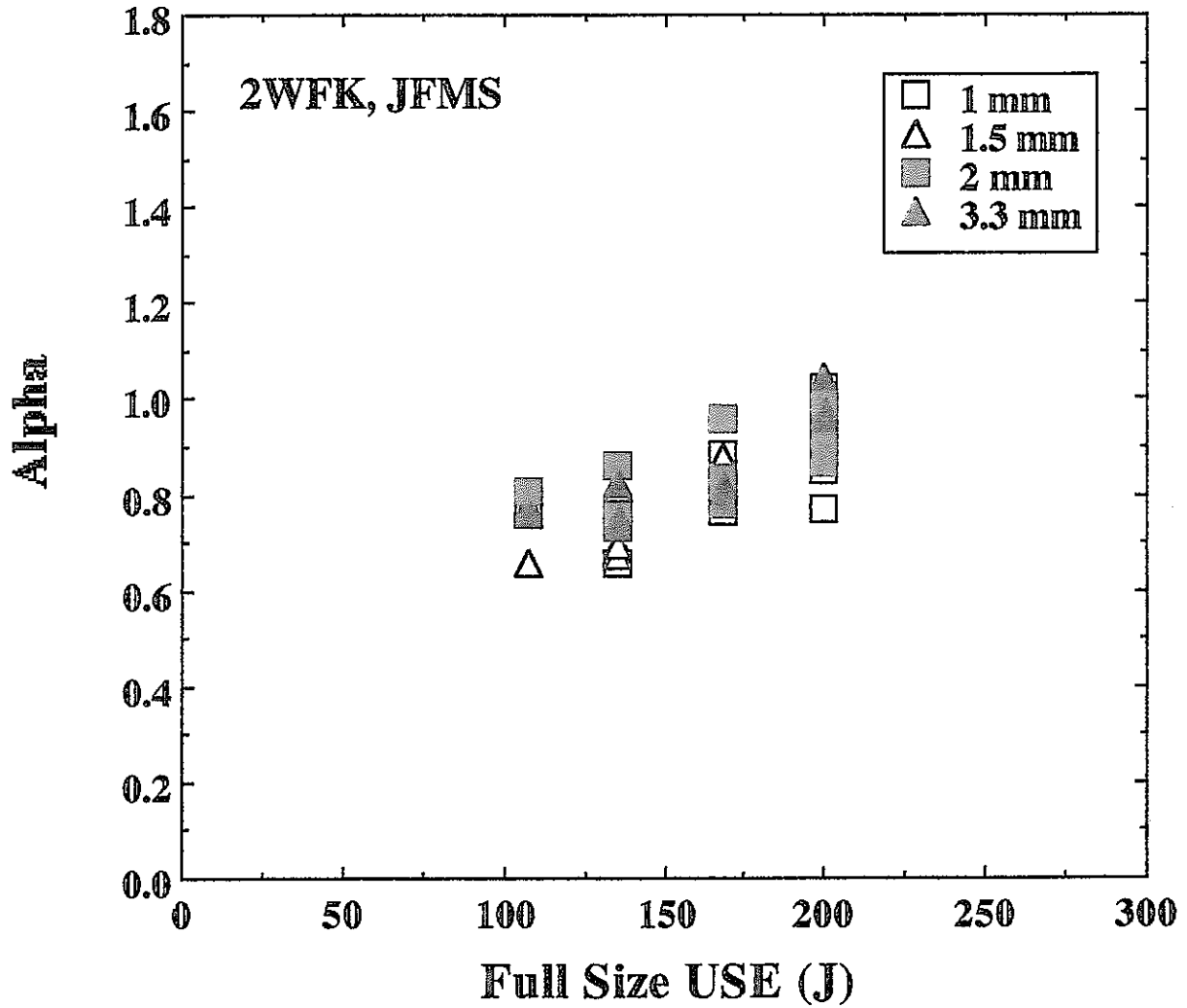


Fig. 9 Plot of α for the miniaturized specimens against the upper shelf energy for full-size specimens of 2WFK and JFMS.

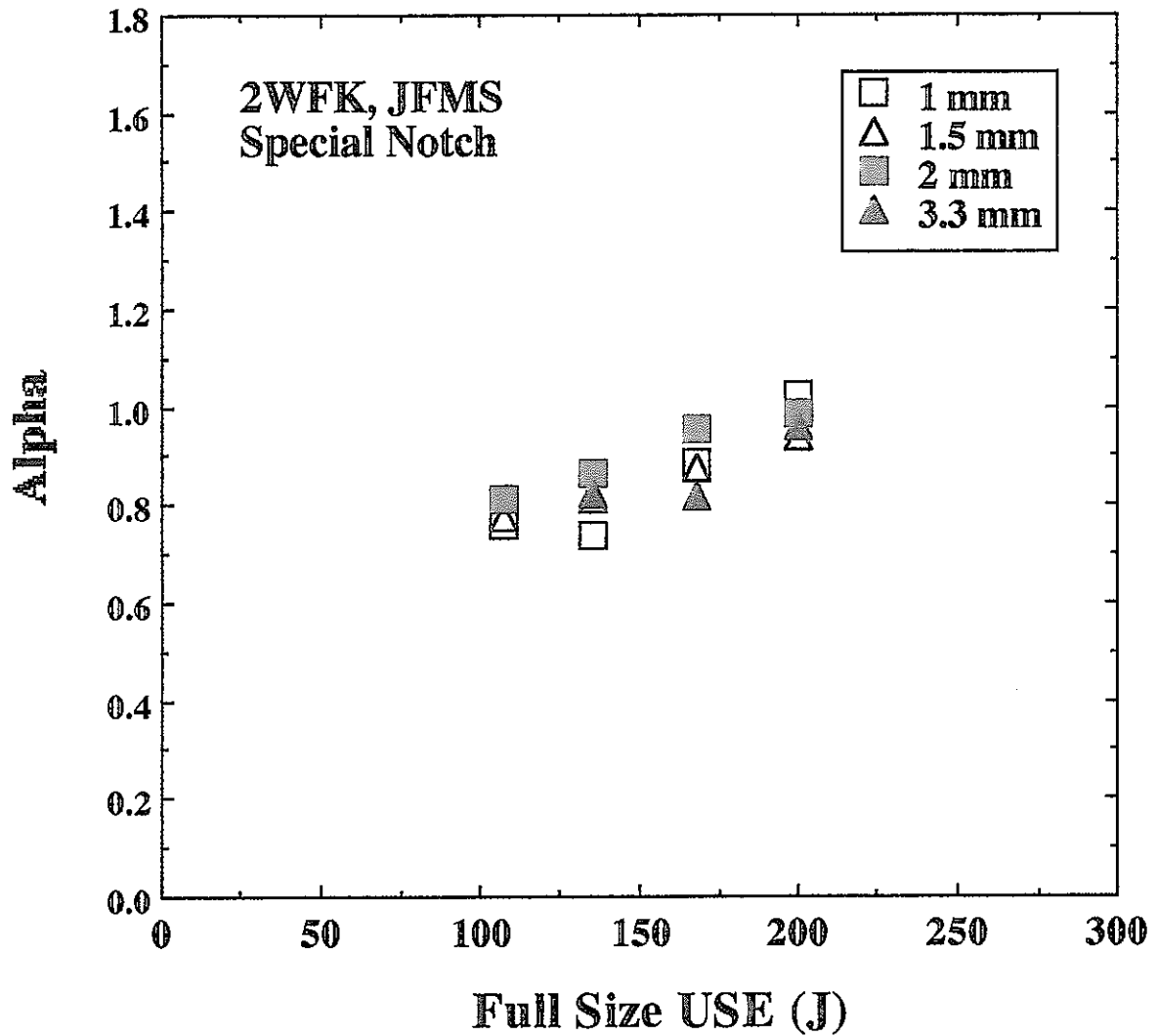


Fig. 10 Plot of α for the miniaturized specimens with a deep and sharp V-notch against the upper shelf energy for full-size specimens of 2WFK and JFMS.

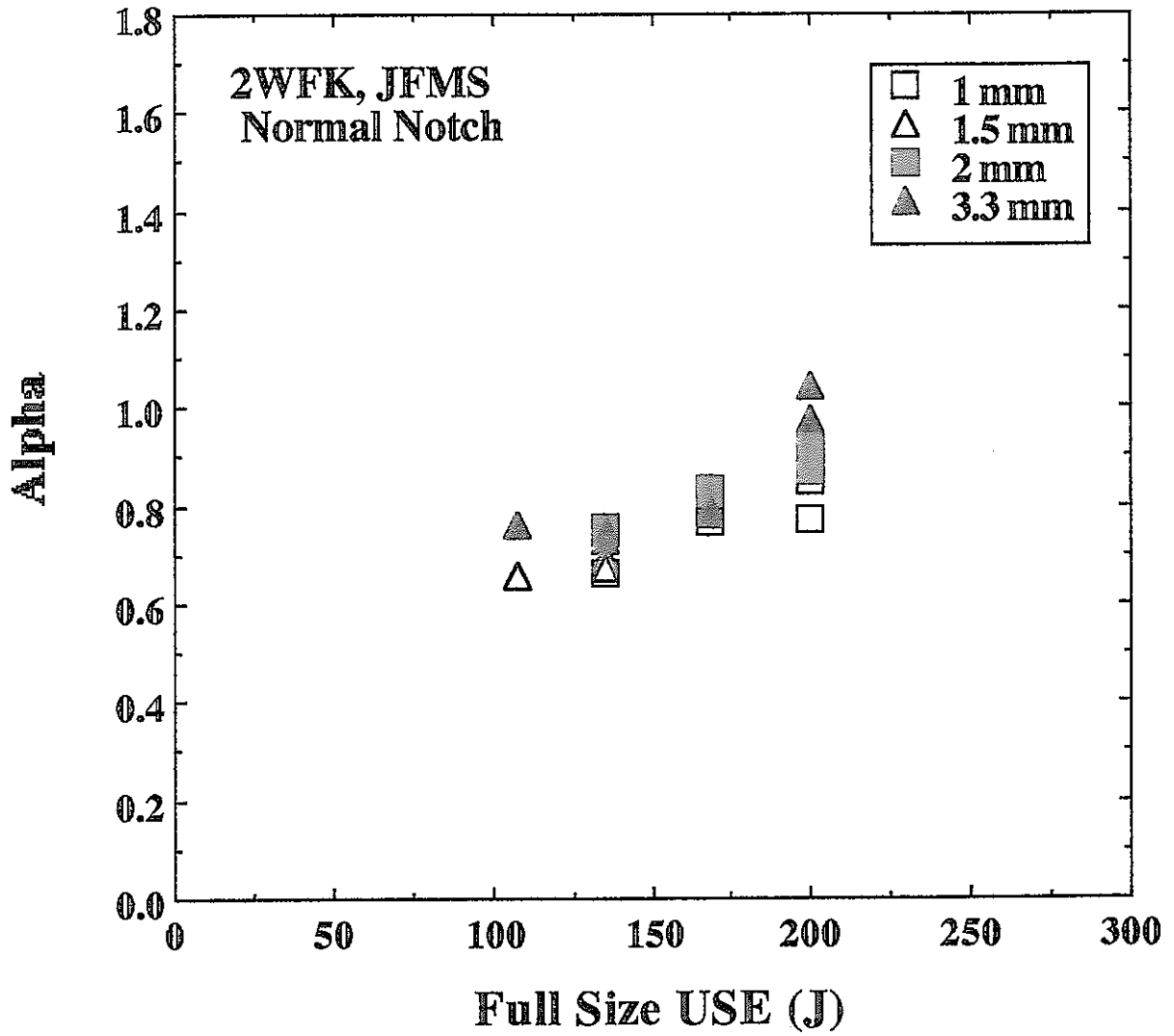


Fig. 11 Plot of α for the miniaturized specimens with a normal V-notch against the upper shelf energy for full-size specimens of 2WFK and JFMS.

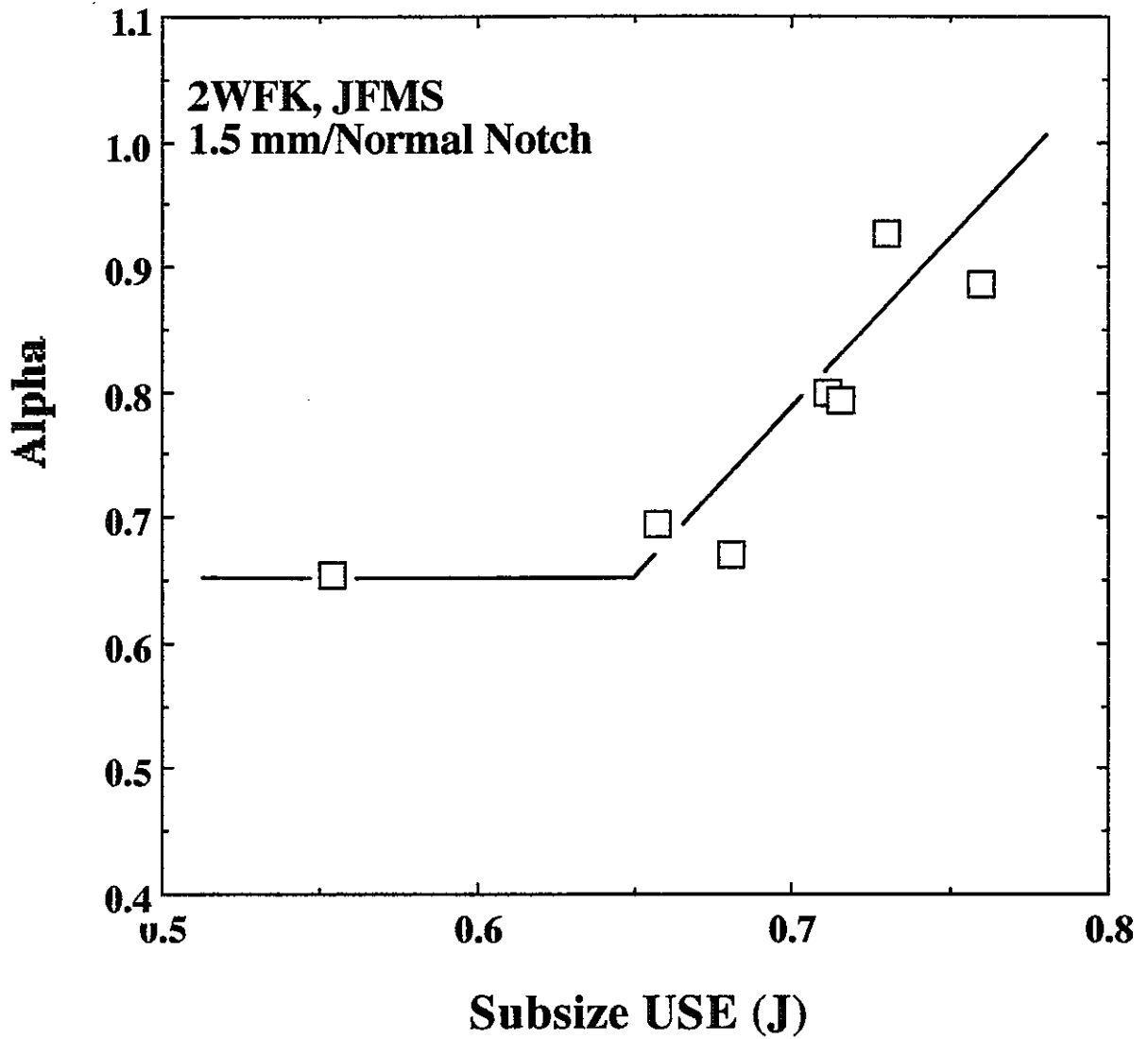


Fig. 12 Plot of α for the 1.5 mm specimens with a normal V- notch against the upper shelf energy for the 1.5 mm specimens of 2WFK and JFMS.

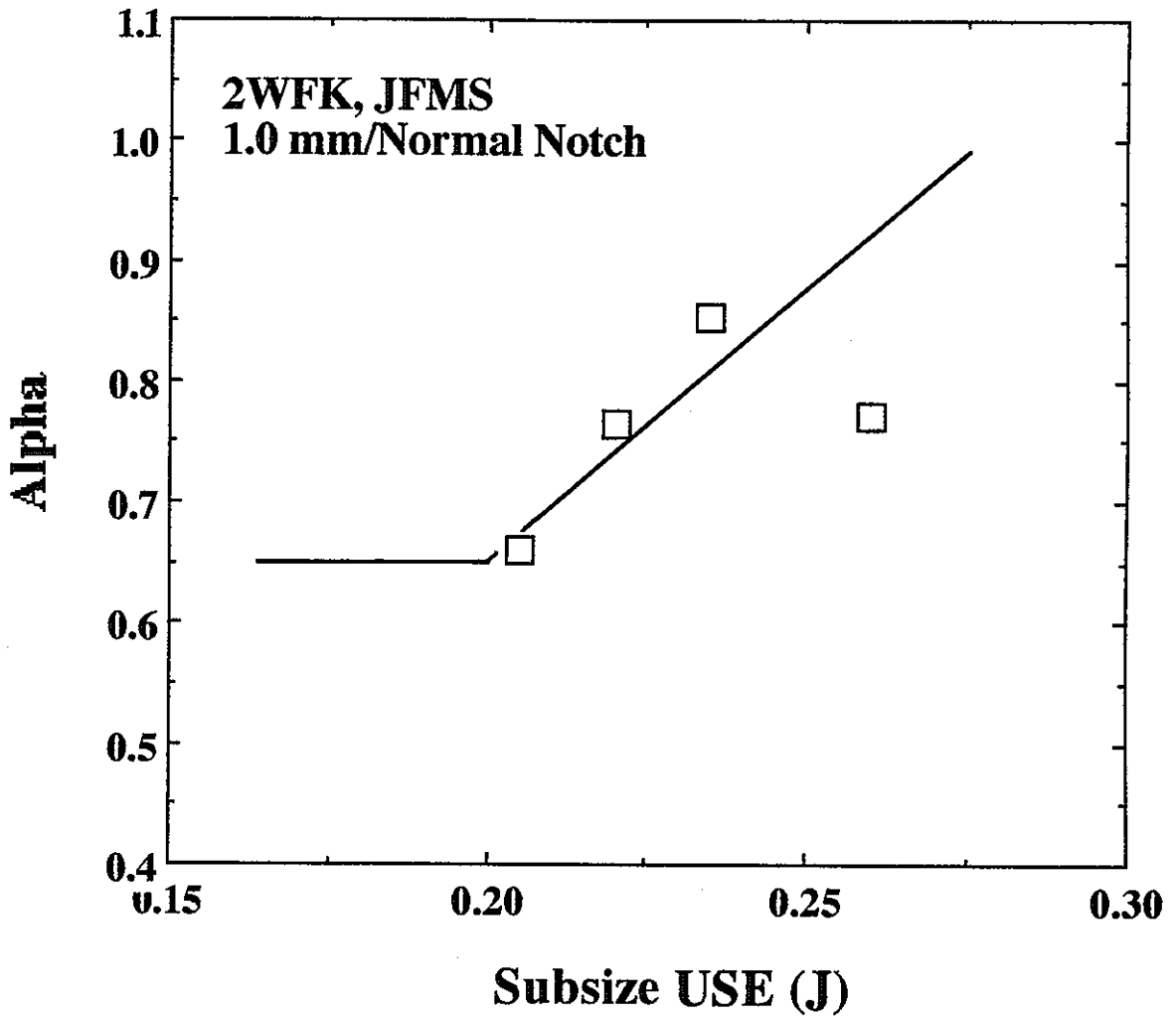


Fig. 13 Plot of α for the 1.0 mm specimens with a normal V- notch against the upper shelf energy for the 1.0 mm specimens of 2WFK and JFMS.

$$\alpha = 6.5 \quad (USE^M \leq 0.2 J) \quad (11)$$

$$\alpha = 4.5 \times USE^M - 0.25 \quad (USE^M > 5 J) \quad (12)$$

となる。したがって、式(6)および式(9)～(12)を用いれば、1.5mm角や1.0mm角試験片の USE^M の測定値からフルサイズ試験片の USE^F を評価できることがわかる。

2.4 41 Jに対応する吸収エネルギー値の評価

41 JでのDBTTを得るには、微小試験片の吸収エネルギー(E)対温度(T)曲線からフルサイズ試験片の吸収エネルギー対温度曲線を再現することが求められる。この関係を表す式として次の2つの式が提案されている [5, 6]。

$$E^F = E^M \times [NF_L \times (100 - \text{Shear}) / 100 + NF_U \times \text{Shear} / 100] \quad (13)$$

$$E^F = NF_U \times E_i^M + [NF_L \times (E_i^M / E_p^M) + NF_U \times (1 - E_i^M / E_p^M)] E_p^M \quad (14)$$

ここで、Shear は延性破面率(%), E_i^M は荷重-変位曲線での最大荷重までの面積に相当する量でクラックの形成エネルギーと呼ばれ、 E_p^M は最大荷重以降の面積に相当する量でクラックの伝播エネルギーと呼ばれる。延性破面率(%)を知るには破面の観察が必要となり、また E_i^M や E_p^M の評価には計装化衝撃試験とともに、最大荷重点における変位の正確な評価が必要となる。以下では、そのような観察や評価を行わずに、測定された全吸収エネルギー値から E^F を評価する関係式を示してみよう。

図14は、吸収エネルギー値と延性破面率の実測値をプロットしたものである。両者の間にはよい直線関係があることがわかる。したがって、

$$\text{Shear} = 100 (E^M - LSE^M) / (USE^M - LSE^M) \quad (15)$$

の関係式が得られる。これを式(13)に代入すると

$$E^F = C_1 (E^M)^2 + C_2 E^M \quad (16)$$

$$C_1 = (NF_U - NF_L) / (USE^M - LSE^M)$$

$$C_2 = (NF_L \times USE^M - NF_U \times LSE^M) / (USE^M - LSE^M)$$

となる。フルサイズ試験片の41 Jに対応する微小試験片の吸収エネルギー値を評価するには、式(16)に $E^F = 41$ を代入し、 E^M について解けば良い。しかし、式(16)、したがって式(13)の有効性が示されたわけではなく、実際に式(16)を用いて41 Jに相当する E^M を評価すると、予想よりもかなり高い吸収エネルギー値が得られる。そこで、ここ

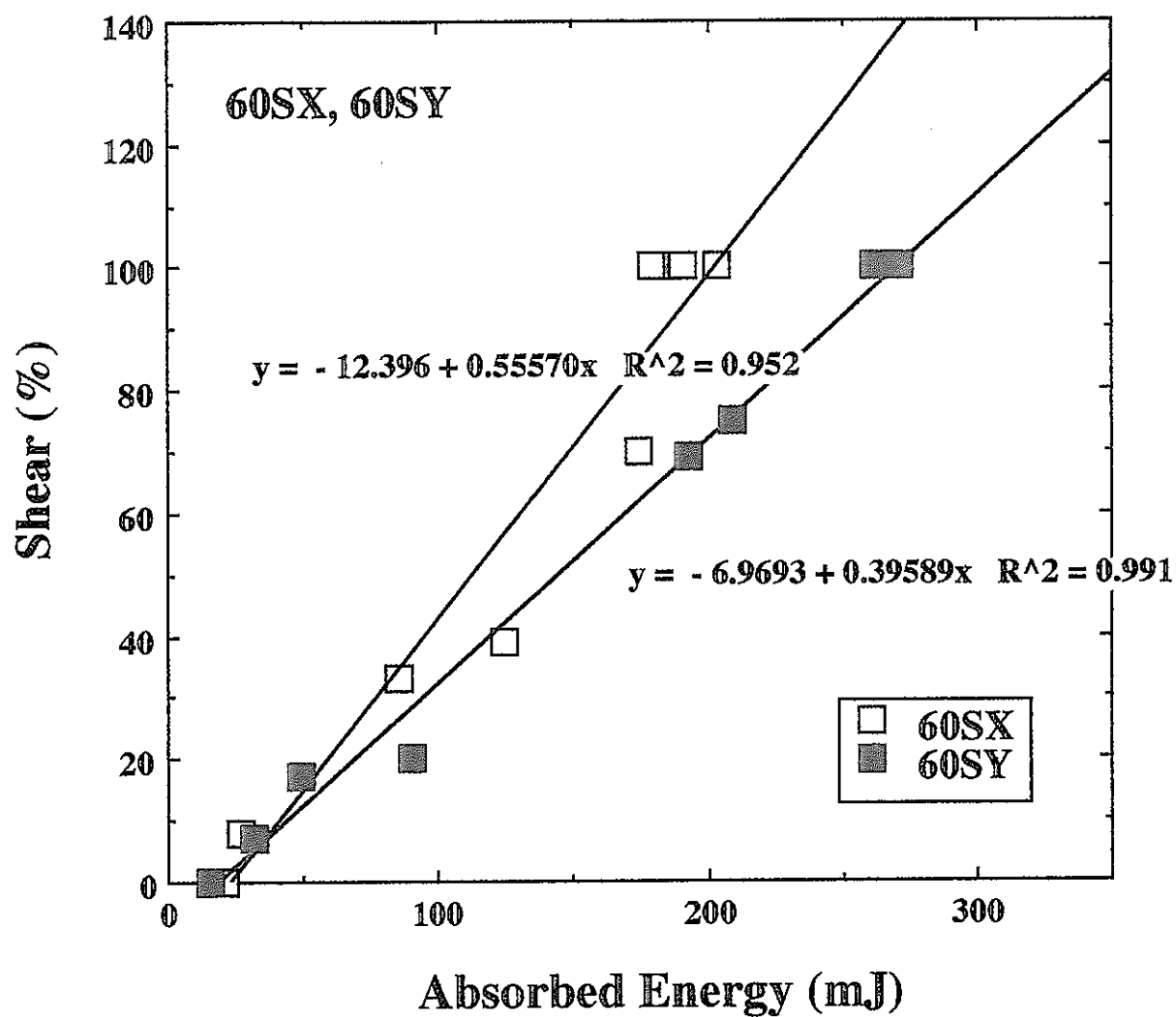


Fig. 14 Plot of shear percentage of fracture surface against the total absorbed energy for the 1.0 mm specimens of 60SX and 60SY.

ではもっと簡便な関係式を用いることにする。すなわち、 USE^M と USE^F はすでに求められているので、41Jに対応する微小試験片の吸収エネルギー値は近似的に

$$(41/USE^F) \times USE^M$$

で与えられるであろう。これに式(6)を代入すれば、

$$41/[\alpha(Bb)^{3/2}_F/(Bb)^{3/2}_M]$$

となり、 α のみで決まることがわかる。

2.5 DBTTの評価

微小試験片について測定された吸収エネルギー(E^M) - 温度(T) 曲線において、 E^M が $41/[\alpha(Bb)^{3/2}_F/(Bb)^{3/2}_M]$ に等しくなる試験温度を求め、それを T_{41}^M とする。微小試験片とフルサイズ試験片のDBTTの関係については次式が提案されている [5]。

$$DBTT^F = DBTT^M + M \quad (17)$$

$$M = 98 - 15.1 \times \ln(Bb^2) \quad (18)$$

ここで、 M は試験片寸法補正因子(size correction factor)と呼ばれる。すでに述べたように、 Bb^2 と $(Bb)^{3/2}$ の値にほとんど差がないので、ここでは先に述べた理由により $(Bb)^{3/2}$ を用いる。すなわち、

$$M = 98 - 15.1 \times \ln[(Bb)^{3/2}] \quad (19)$$

とする。

ところで、微小試験片のDBTTはノッチの形状に強く依存する [7, 8] が、式(19)にはその効果が含まれていない。そこで、微小試験片(3.3mm角, 2.0mm角, 1.5mm角, 1.0mm角)のDBTTに及ぼすノッチ形状の効果が調べられている2WFKの非時効材と時効材の全ての試験片に対して式(19)より M の値を求め、実測値($\Delta DBTT \equiv DBTT^F - DBTT^M$)と比較した。その結果を表5と6, および図15に示す。DBTTとしては、吸収エネルギー値が USE の1/2になる温度($T_{1/2}$)とともに、前節で述べた方法により評価した41Jでの温度も示した。表や図の $\Delta T_{1/2}$ と ΔT_{41} は、フルサイズ試験片のDBTT($T_{1/2}^F, T_{41}^F$)から微小試験片のDBTT($T_{1/2}^M, T_{41}^M$)を差し引いたもので、

Table 5 Differences in measured DBTT between full-size and sub-size specimens, $\Delta T_{1/2}$ and ΔT_{41} , and size correction factor, M, for unaged 2WFK.

試験片寸法	ノッチ深さ (mm)	ノッチ底半径 (mm)	K_t	$T_{1/2}$ (J)	$\Delta T_{1/2}$ (J)	T_{41} (J)	ΔT_{41} (J)	M for Bb^2 (K)	M for $(Bb)^{3/2}$ (K)
フルサイズ	2.00	0.240	3.85	298	0	287	0	0	0
3.3 mm	0.501	0.080	3.55	235	64	224	63	49	48
"	0.502	0.019	6.45	242	56	236	51	49	48
"	0.651	0.022	8.0	261	37	260	27	51	49
2.0 mm	0.396	0.082	3.27	229	69	227	60	73	72
"	0.396	0.021	5.27	243	55	235	52	73	72
"	0.604	0.024	7.04	246	52	240	47	77	75
1.5 mm	0.303	0.080	2.90	188	110	178	109	86	85
"	0.304	0.021	4.99	212	86	198	89	86	85
"	0.447	0.020	6.27	222	76	212	75	90	88
1.0 mm	0.192	0.250	1.70	127	171	106	181	105	103
"	0.203	0.024	3.11	172	126	150	137	105	103
"	0.292	0.023	4.37	198	100	181	107	109	106

Table 6 Differences in measured DBTT between full-size and sub-size specimens, $\Delta T_{1/2}$ and ΔT_{41} , and size correction factor, M, for aged 2WFK.

試験片寸法	ノッチ深さ (mm)	ノッチ底半径 (mm)	K_1	$T_{1/2}$ (J)	$\Delta T_{1/2}$ (J)	T_{41} (J)	ΔT_{41} (J)	M for Bb^2 (K)	M for $(Bb)^{3/2}$ (K)
フルサイズ	1.993	0.234	3.85	339	0	326	0	0	0
3.3 mm	0.509	0.079	3.57	289	50	278	48	49	48
2.0 mm	0.606	0.022	7.58	305	34	291	35	77	75
1.5 mm	0.299	0.082	2.98	254	85	241	85	86	85
"	0.453	0.021	6.06	291	48	277	49	90	88
1.0 mm	0.201	0.234	1.73	158	181	149	177	105	103
"	0.304	0.024	4.77	264	75	255	71	109	106

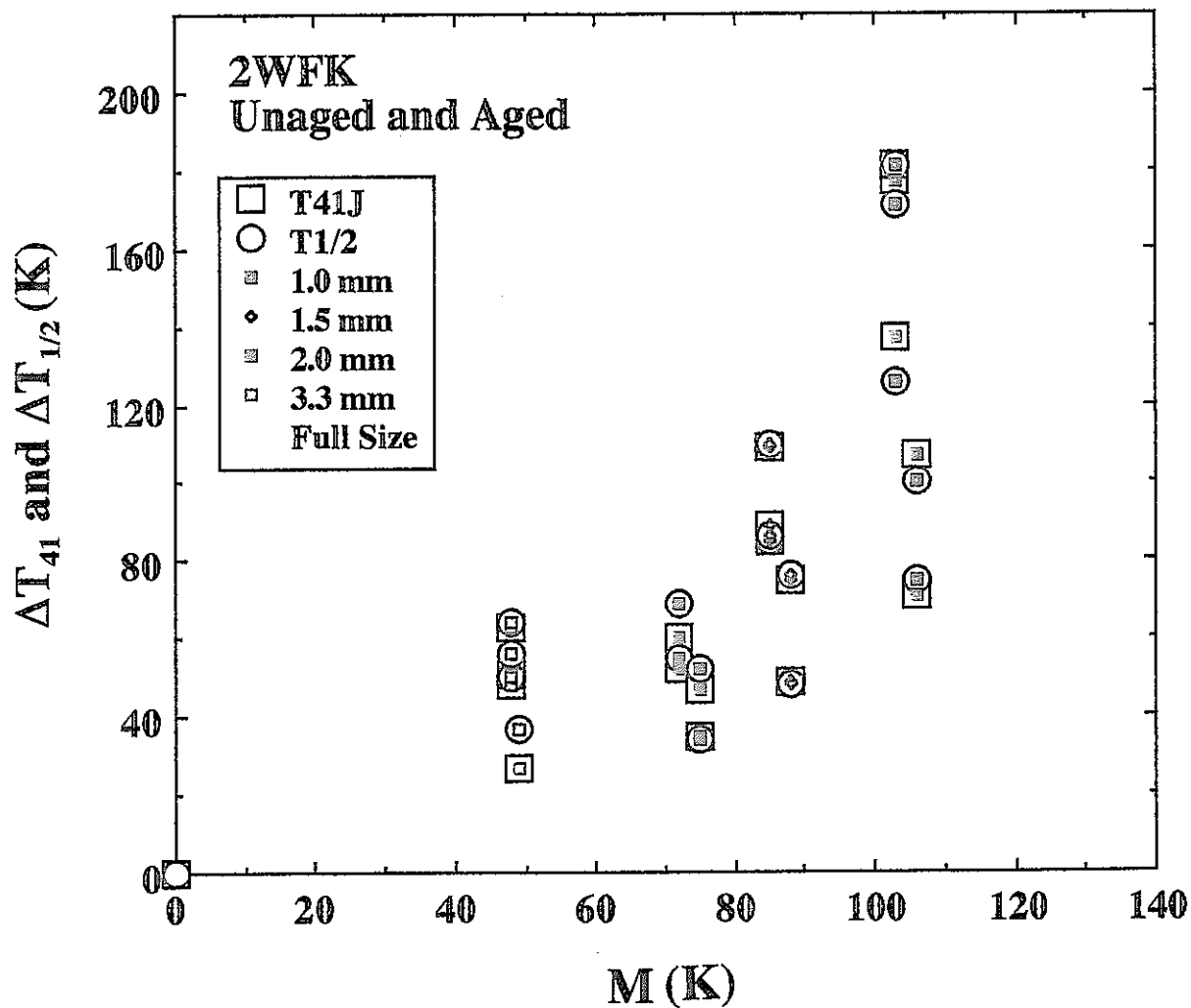


Fig. 15 Plot of the difference in DBTT between full-size and miniaturized specimens, ΔT_{41} and $\Delta T_{1/2}$, against size correction factor M for unaged and aged 2WFK with different specimen size and notch geometry.

$$\Delta T_{1/2} = T_{1/2}^F - T_{1/2}^M$$

$$\Delta T_{41} = T_{41}^F - T_{41}^M$$

として定義される。また、表の K_1 はノッチ形状の効果を示すパラメーターで、弾性応力集中係数 [9] である。図および表から、 $\Delta T_{1/2}$ と ΔT_{41} は試験片寸法とノッチ形状に依存し、試験片サイズが小さいほどノッチ形状 (K_1) 依存性が大きくなることがわかる。そこで、 K_1 の値がフルサイズ試験片のそれに比較的近いノッチをもつ試験片だけを取り出し、 $\Delta T_{1/2}$ および ΔT_{41} とMの関係を示したのが図16である。ばらつきはあるものの両者の間には比例関係が認められる。この結果は、ノッチの効果 (K_1) がフルサイズ試験片のそれと同等の微小試験片を用いれば、微小試験片のDBTTからフルサイズ試験片のDBTTを直接評価できる可能性を示したものと考えられる。さらに一般化するためには、ノッチ形状の効果も含合し得る寸法補正因子を導くことが必要である。

2.6 照射によるDBTTシフトの評価

試験片寸法とノッチ形状が決まれば、Mは一定となり、式 (17) から次式が成立する。

$$\text{DBTTシフト (フルサイズ試験片)} = \text{DBTTシフト (微小試験片)} \quad (20)$$

実際、試験片寸法とノッチ形状の異なる2WFKの試験片について、時効によるDBTT ($T_{1/2}$, T_{41}) のシフトを示すと図17のようになり、試験片サイズやノッチ形状にほとんど依存しないことがわかる。したがって、

$$\text{DBTT}^M (\text{照射後}) - \text{DBTT}^M (\text{照射前})$$

を求めることによりフルサイズ試験片におけるDBTTシフト量が評価できるものと思われる。

3. 高強度フェライト鋼の照射脆化

前章で述べた方法により、高強度フェライトマルテンサイト鋼の非照射材と常陽照射材について、微小試験片のシャルピー衝撃試験結果からフルサイズ試験片のUSEとDBTT (T_{41}^F , $T_{1/2}^F$) を評価した結果を表7と8に示す。表7は1.0mm角の微小試験片の測定結果に対して、表8は1.5mm角の微小試験片の測定結果に対して評価されたもので

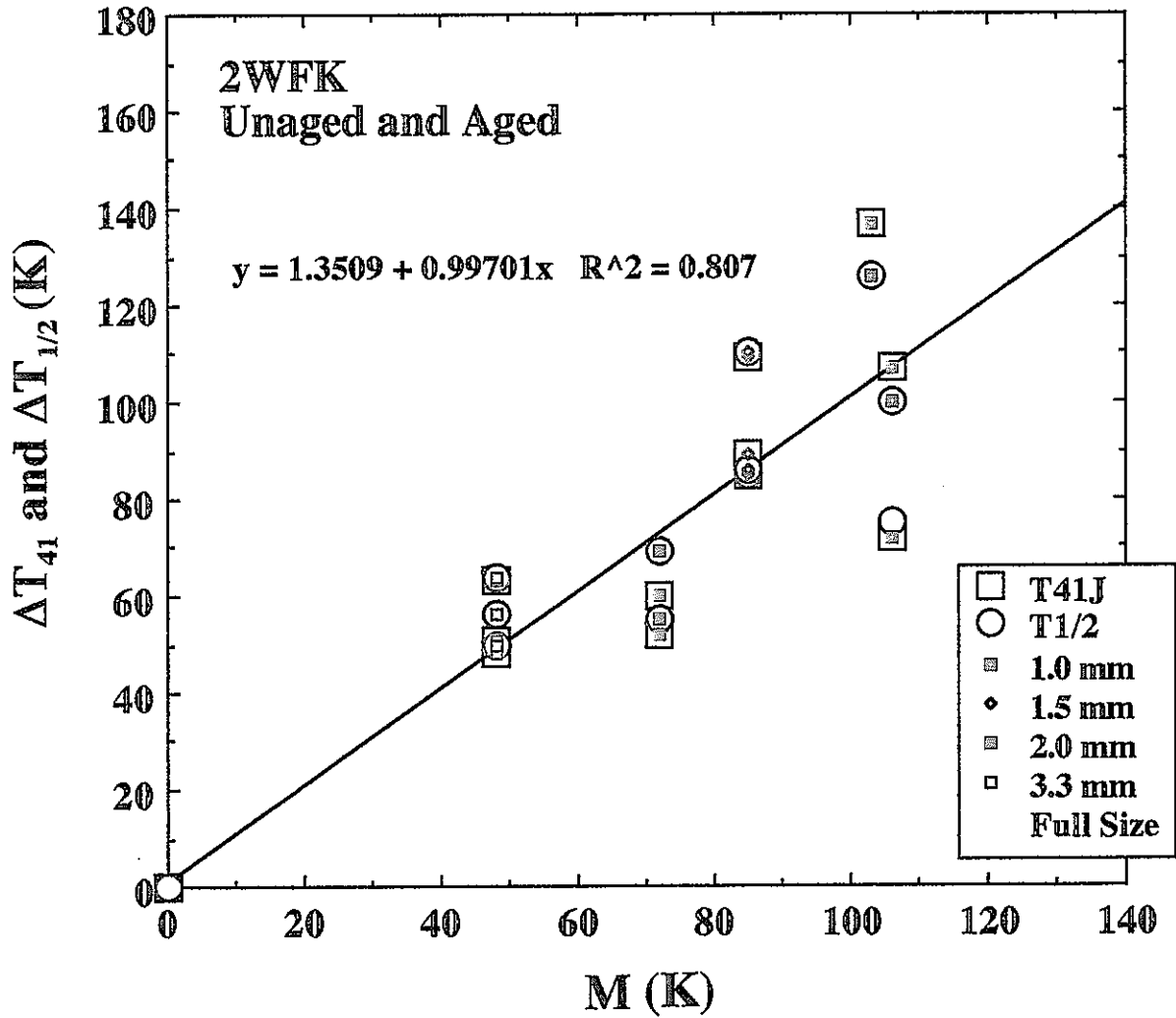


Fig. 16 Plot of the difference in DBTT between full-size and miniaturized specimens, ΔT_{41} and $\Delta T_{1/2}$, against size correction factor M for unaged and aged 2WFK with a normal notch that gives an effect similar to the notch of full size specimens.

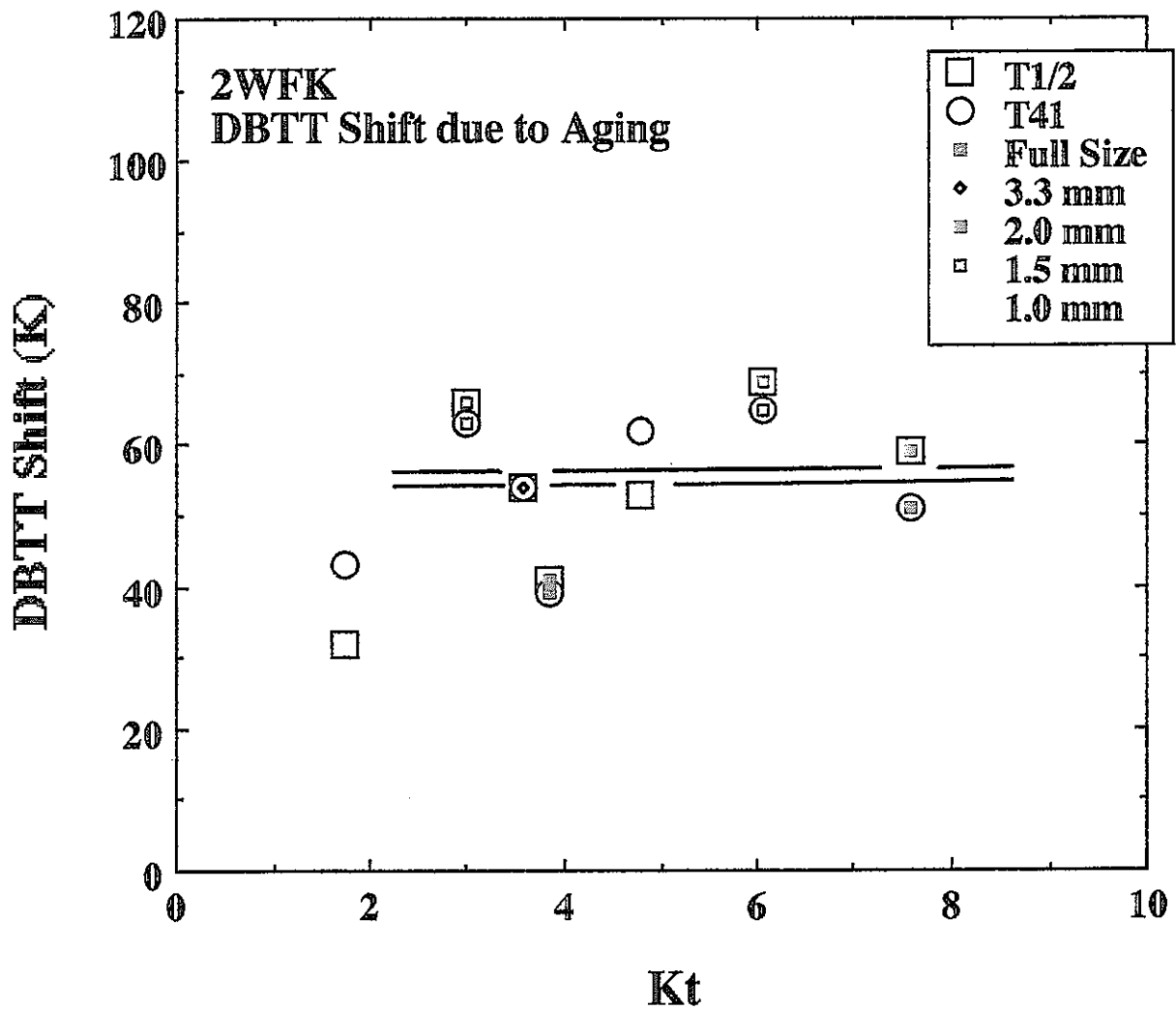


Fig. 17 Effects of specimen size and notch geometry on the DBTT shift due to thermal aging for 2WFK. K_t is the elastic stress concentration factor.

Table 7 Upper shelf energy (USE^F) and DBTT (T_{41}^F , $T_{1/2}^F$) for full size specimens, estimated from the data of 1.0 mm specimens (USE^M , T_{41}^M , $T_{1/2}^M$).

サブサイズ試験片

フルサイズ試験片

鋼種	照射条件	USE^M (J)	α	LSE^M (J)	E_{41}^M (J)	T_{41}^M (K)	$T_{1/2}^M$ (K)	USE^F (J)	T_{41}^F (K)	$T_{1/2}^F$ (K)
60SX	Unirradiated	0.250	0.85	0.020	0.048	163	183	197 (190)	266	286 (275)
"	794K, $0.31 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.209	0.65	0.019	0.053	243	247	163	343	350
"	896K, $0.39 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.177	0.65	0.025	0.063	226	233	115	329	336
"	1000K, $0.34 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.166	0.65	0.027	0.063	244	253	108	347	356
"	794K, $1.30 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.138	0.65	0.011	0.063	309	313	90	412	416
"	896K, $1.47 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.217	0.70	0.012	0.059	238	254	152	341	357
"	1000K, $1.24 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.303	1.10	0.011	0.034	195	239	333	298	342
60SY	Unirradiated	0.264	0.90	0.015	0.059	184	192	185 (181)	287	295 (276)
"	794K, $0.31 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.225	0.73	0.017	0.056	250	290	164	353	393
"	896K, $0.39 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.152	0.65	0.017	0.063	255	260	99	358	363
"	1000K, $0.34 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.152	0.65	0.017	0.063	257	265	99	360	368

Continued

サブサイズ試験片

フルサイズ試験片

鋼種	照射条件	USE ^M (J)	α	LSE ^M (J)	E ₄₁ ^M (J)	T ₄₁ ^M (K)	T _{1/2} ^M (K)	USE ^F (J)	T ₄₁ ^F (K)	T _{1/2} ^F (K)
"	794K, 1.30×10^{27} n/m ²	0.101	0.65	0.011	0.063	368	356	66	471	459
"	896K, 1.47×10^{27} n/m ²	0.194	0.65	0.011	0.063	238	252	126	341	355
"	1000K, 1.24×10^{27} n/m ²	0.285	1.05	0.010	0.039	222	256	299	325	356
MA 9 5 7	Unirradiated	0.120	0.65	0.017	0.041	293	290	78	396	393
"	794K, 0.31×10^{27} n/m ²	0.097	0.65	0.018	0.063	294	290	63	397	393
"	794K, 0.53×10^{27} n/m ²	0.096	0.65	0.015	0.063	303	296	62	406	399
"	794K, 0.86×10^{27} n/m ²	0.103	0.65	0.011	0.063	315	302	67	418	405
"	896K, 0.39×10^{27} n/m ²	0.084	0.65	0.018	0.063	348	328	55	451	431
"	896K, 0.60×10^{27} n/m ²	0.068	0.65	0.015	0.063	338	310	44	441	413
"	896K, 0.98×10^{27} n/m ²	0.066	0.65	0.013	0.063	383	317	43	486	420
"	1000K, 0.34×10^{27} n/m ²	0.080	0.65	0.018	0.063	374	350	52	477	453
"	1000K, 0.54×10^{27} n/m ²	0.088	0.65	0.014	0.063	328	321	57	431	424
"	1000K, 0.87×10^{23} n/m ²	0.072	0.65	0.010	0.063	423	408	47	526	511

Table 8 Upper shelf energy (USE^F) and DBTT (T_{41}^F , $T_{1/2}^F$) for full size specimens, estimated from the data of 1.5 mm size specimens (USE^M , T_{41}^M , $T_{1/2}^M$).

サブサイズ試験片

フルサイズ試験片

鋼種	照射条件	USE^M (J)	α	LSE^M (J)	E_{41}^M (J)	T_{41}^M (K)	$T_{1/2}^M$ (K)	USE^F (J)	T_{41}^F (K)	$T_{1/2}^F$ (K)
63WFS-M	Unirradiated	0.418	0.65	0.080	0.213	178	177	81	263	262
"	753K, $0.44 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.743	0.90	0.077	0.154	149	188	198	234	273
"	793K, $0.45 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.637	0.66	0.070	0.210	175	200	125	260	285
"	646K, $0.03 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.480	0.65	0.050	0.213	213	220	92	298	305
"	667K, $0.14 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.670	0.68	0.050	0.203	154	196	135	239	281
"	650K, $0.05 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.673	0.68	0.065	0.203	177	211	136	262	296
"	794K, $0.77 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.500	0.65	0.075	0.212	230	240	96	315	325
"	896K, $0.87 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.618	0.65	0.051	0.213	209	253	119	294	338
"	1000K, $0.74 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.485	0.65	0.050	0.213	290	296	93	375	381
63WFS-W	Unirradiated	0.634	0.65	0.056	0.213	304	313	122	389	398
"	753K, $0.44 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.657	0.67	0.070	0.207	298	304	130	383	389
"	793K, $0.45 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	0.685	0.71	0.080	0.195	264	309	144	349	394

Continued

サブサイズ試験片

フルサイズ試験片

鋼種	照射条件	USE ^M (J)	α	LSE ^M (J)	E ₄₁ ^M (J)	T ₄₁ ^M (K)	T _{1/2} ^M (K)	USE ^F (J)	T ₄₁ ^F (K)	T _{1/2} ^F (K)
"	646K, $0.03 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.670	0.68	0.06	0.203	306	316	135	391	401
"	667K, $0.14 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.660	0.67	0.055	0.207	287	314	131	372	399
1 D S - L	Unirradiated	0.670	0.65	0.096	0.213	196	212	129	281	297
"	646K, $0.03 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.750	0.92	0.151	0.150	<163	<163	204	-	-
"	753K, $0.05 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.711	0.80	0.172	0.173	<163	<163	169	-	-
"	793K, $0.14 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.570	0.65	0.212	0.213	<163	<163	110	-	-
1 D S - T	Unirradiated	0.440	0.65	0.152	0.213	203	208	85	288	293
"	643K, $0.03 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.470	0.65	0.212	0.213	<163	<163	91	-	-
"	650K, $0.05 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.434	0.65	0.212	0.213	<163	<163	84	-	-
"	667K, $0.14 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.407	0.65	0.214	0.213	<163	<163	78	-	-
"	775K, $0.38 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.490	0.65	0.214	0.213	<163	<163	94	-	-
"	845K, $0.38 \times 10^{27} \text{n/m}^2$	0.373	0.65	0.212	0.213	<163	174	72	-	259

ある。これらの微小試験片のノッチは、フルサイズ試験片のノッチに近い効果 (K_1) を与えるので、 T_{41}^F 、 $T_{1/2}^F$ の評価には式 (19) を用いた。ここで、表 7 の () 内の値は、それぞれのフルサイズ試験片についての実測値であるが、微小試験片から評価した値とかなり良い一致を示している。また、分散強化フェライト鋼の 1DS-L と 1DS-T の照射材では T_{41} および $T_{1/2}$ が示されていない。これは、吸収エネルギーの測定値が全試験温度範囲において USE の 1/2 より高く、したがって $T_{1/2}$ も T_{41} も評価できなかったためである。すなわち、1DS は極めて優れた耐照射脆化特性を示している [10]。

表 7 と 8 から、高強度フェライトマルテンサイト鋼の照射による T_{41} と T_{100} のシフトを評価した結果を表 9 と 10 に示す。以下のことがわかる。

① 60SX と 60SY では、 $\Delta T_{1/2}$ と ΔT_{100} は概して一致しているが、他の鋼種では照射条件によってはかなりの差が認められる。

② 60SX と 60SY は、照射により USE が増加した 1 例 (1000K , $1.24 \times 10^{27}\text{n/m}^2$) を除き、照射によって USE が低下し、 $\Delta DBTT$ と ΔT_{100} が上昇している。とくに、 794K 照射では、照射量が増えるほど照射脆化が増大し、高照射量 ($1.30 \times 10^{27}\text{n/m}^2$) で脆化がもっとも大きい。一方、 1000K 照射では照射量の増加とともに、照射脆化は緩和され、USE は逆に照射により増大している。MA957 では全ての場合に、照射によって USE が低下し、 $DBTT$ が上昇し、破壊靱性値が低下している。

③ 63WFS-M と 63WFS-W は、照射温度の最も低い 753K (照射量: $0.44 \times 10^{27}\text{n/m}^2$) では全く脆化が認められない。同温度でのより高照射量での照射の結果が期待される。一方、照射温度が高くなると、脆化が大きくなる傾向が認められるものの、いずれの照射条件でも USE は照射により増大している。

4. 結 言

微小試験片による照射脆化評価手法、とくに照射による破壊靱性値変化の評価手法を確立するために、シャルピー衝撃試験と破壊靱性試験における最近の研究成果に基づき、これまでの受託研究により得られた高強度フェライトマルテンサイト鋼照射材 (微小試験片) のシャルピー衝撃試験データを検討し、以下の結果を得た。

1. 破壊靱性値はそれが $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ になる温度 (T_{100}) により代表される。この破壊靱性値 (T_{100}) とシャルピー吸収エネルギー 41J での $DBTT$ (T_{41}) との間には、勾配が 1 の直線関係が成り立つ。したがって、照射による破壊靱性値のシフト (ΔT_{100}) は照射による $DBTT$ シフト (ΔT_{41}) とほぼ等しくなり、微小試験片のシャルピー衝撃試験結果から ΔT_{41} を評価することにより、照射による破壊靱性値のシフトを評価することが可能である。

Table 9 Shift of upper shelf energy (ΔUSE), DBTT (ΔT_{41} , $\Delta T_{1/2}$) and fracture toughness (ΔT_{100}) due to irradiation for full size specimens, estimated from the 1.0 mm specimen data.

鋼種	照射条件	ΔUSE (J)	ΔT_{41} (K)	$\Delta T_{1/2}$ (K)	ΔT_{100} (K)
60SX	794K, $0.31 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 27	80	64	80
"	896K, $0.39 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 75	63	50	63
"	1000K, $0.34 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 82	81	70	81
"	794K, $1.30 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	-100	146	130	146
"	896K, $1.47 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 38	75	71	75
"	1000K, $1.24 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	143	32	56	32
60SY	794K, $0.31 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 17	66	95	66
"	896K, $0.39 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 82	71	65	71
"	1000K, $0.34 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 82	73	70	73
"	794K, $1.30 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	-115	118	183	118
"	896K, $1.47 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 55	54	57	54
"	1000K, $1.24 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	118	35	61	35
MA957	794K, $0.31 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 15	1	0	1
"	794K, $0.53 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 16	10	6	10
"	794K, $0.86 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 11	22	12	22
"	896K, $0.39 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 23	55	38	55
"	896K, $0.60 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 34	45	20	45
"	896K, $0.98 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 35	90	27	90
"	1000K, $0.34 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 26	81	60	81
"	1000K, $0.54 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	- 21	35	31	35
"	1000K, $0.87 \times 10^{23} \text{ n/m}^2$	- 31	130	118	130

Table 10 Shift of upper shelf energy (ΔUSE), DBTT (ΔT_{41} , $\Delta T_{1/2}$) and fracture toughness (ΔT_{100}) due to irradiation for full size specimens, estimated from the 1.5 mm specimen data.

鋼種	照射条件	ΔUSE (J)	ΔT_{41} (K)	$\Delta T_{1/2}$ (K)	ΔT_{100} (K)
63 WFS-M	753K, $0.44 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	107	-29	11	-29
"	793K, $0.45 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	44	-3	23	-3
"	646K, $0.03 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	11	35	43	35
"	667K, $0.14 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	54	-24	19	-24
"	650K, $0.05 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	55	-1	34	-1
"	794K, $0.77 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	15	52	63	52
"	896K, $0.87 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	38	31	76	31
"	1000K, $0.74 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	12	112	119	112
63 WFS-W	753K, $0.44 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	8	-6	-9	-6
"	793K, $0.45 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	22	-40	-4	-40
"	646K, $0.03 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	13	2	3	2
"	667K, $0.14 \times 10^{27} \text{ n/m}^2$	38	-17	1	-17

2. USEの規格化に用いる破壊体積は Bb^2 よりも $(Bb)^{3/2}$ が有効である。ここで、 B は試験片厚さ、 b はリガメントサイズである。

3. フルサイズ試験片の吸収エネルギー 41 J でのDBTT (T_{41}^F)に対する微小試験片のDBTT (T_{41}^M)は、その吸収エネルギーが

$$41/\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$$

になる温度として求められる。ここで、 $\alpha \times [(Bb)^{3/2}_F / (Bb)^{3/2}_M]$ は、微小試験片で得られた上部棚エネルギー (USE^M) からフルサイズ試験片の USE^F を評価するための規格化因子であり、 α はUSEとともに増加し、 $\alpha \geq 0.65$ である。

4. α がUSEの大きな領域で増大するのは2つの効果が考えられる。1つは、測定可能なUSEに限界があり、その限界値(飽和値)がフルサイズ試験片よりも微小試験片のほうが小さいことである。もう1つは、USEの大きい材料では試験片がアンビル等と接触する部分で破壊過程とは関係のない塑性変形が生じ、それによりエネルギーが消費されるが、そのエネルギー消費の寄与がフルサイズ試験片の方が大きいことである。

5. T_{41}^F と T_{41}^M の間には、 M を寸法補正因子として、近似的に

$$T_{41}^F - T_{41}^M = M = 98 - 15.1 \times \ln [(Bb)^{3/2}]$$

の関係が成立する。 M の値は同一寸法でもノッチ形状に依存し、その依存性は試験片寸法が小さくなるほど大きい。このことは、上式の 1.5 mm 角や 1 mm 角の微小試験片への適用にはノッチ形状の選択が必要であり、フルサイズ試験片のノッチと同様な効果を与えるノッチをもつ微小試験片の使用により、そのDBTTからフルサイズ試験片のDBTTを評価することが可能であることを示している。

6. T_{41} や $T_{1/2}$ は試験片寸法とノッチ形状に依存するが、それらの照射によるシフトは、上式からわかるように、

$$\Delta T_{41}^F \cong \Delta T_{41}^M$$

$$\Delta T_{1/2}^F \cong \Delta T_{1/2}^M$$

となる。この結果は、微小試験片の T_{41}^M の照射によるシフトから、 ΔT_{41}^F 、したがって照射による破壊靱性値のシフト、 ΔT_{100} 、が評価可能であることを示している。

7. 以上の1~6に基づき、これまでの受託研究により得られた高強度フェライトマルトンサイト鋼照射材(微小試験片)の全てのデータに対して、 USE^F 、 T_{41}^F 、 ΔT_{41}^F 、 ΔT_{100} を評価することに成功した。

5. 参考文献

[1] M.A.Sokolov and R.K.Nanstad, ASTM-STP-1325, 1999, P.167.

[2] H. Kurishita, I. Shibahara, M. Narui, S. Mizuta and H. Kayano, ASTM-STP-

- 1270, 1996, P.775.
- [3] T.Naniwa, M.Shibaike, M.Tanaki, H.Tani, H.N.Shiota and T.Shiraishi, ASTM-STP-1072, 1990, P.67.
- [4] R.K.Nanstad and M.A.Sokolov, ASTM-STP-1248, 1995, P.111.
- [5] M.A.Sokolov and R.K.Nanstad, ASTM-STP-1270, 1996, P.385.
- [6] 土肥謙次, 曾根田直樹, 恩地健雄, 鳴井実, 松井秀樹, 電力中央研究所報告, T98053, 1999/
- [7] H.Kurishita, H.Kayano, M.Narui, M.Yamazaki, Y.Yano and I.Shibahara, Mater. Trans. JIM, 34 (1993), 1042.
- [8] H.Kurishita, H.Kayano and M.Narui, Miniaturized Specimens for Testing of Irradiated Materials, Ed. P.Jung and H.Ullmaier, Julich, 1995, p.140.
- [9] M.Nishida, Stress Concentration, 5th Ed., Morikawa Publishers, Japan, (1984), p.572
- [10] T.Kuwabara, H.Kurishita, S.Ukai, M.Narui, S. Mizuta, M.Yamazaki, H.Kayano, J. Nucl. Mater., 258-263, (1999), 1236.