

低温下における変形能力を考慮した鉄筋コンクリート用棒鋼の材質評価方法

矢部 喜堂
(技術研究所)小早川 恵実
(技術研究所)中辻 照幸
(技術研究所)藤盛 紀明
(技術研究所)

§ 1. はじめに

近年, LNG (液化天然ガス) および LPG (液化プロパン等) の地下式貯槽を始めとして, 物品流通保管センターとしての冷凍倉庫, 寒冷地における建築構造物, 極地における海洋構造物 (石油掘削プラットフォーム等) など低温を対象とした種々の構造物 (以下, 低温構造物と呼ぶ) が多岐にわたって増加しつつある。

一般に, 鋼材は温度低下に伴い脆性的な破壊性状を示すようになる。低温構造物に使用される各建設用鋼材は, それぞれ使用状態に応じて低温下での性状を把握しておく必要がある。上述の低温構造物の多くは, その主要構造物が鉄筋コンクリート構造とされるため, その構造材料の一つである鉄筋コンクリート用棒鋼 (以下, 鉄筋と呼ぶ) およびその継手の低温下における性状を明らかにしておくことが肝要である。

鉄筋は, JIS G 3112 にもとづいて製造される鉄筋 (以下, 普通鉄筋と呼ぶ) の他に特別に製造される低温用鉄筋があるが, 構造物の温度を考慮すれば現状では普通鉄筋が多く用いられている。

一方, 鉄筋の継手工法には重ね継手, ガス圧接継手, アーク溶接継手, 種々の機械的継手等があるが, この中でもガス圧接継手は継手としての力学的性状がすぐれ, 施工的にも簡便で, かつ安価であるため通常の鉄筋コンクリート構造物のみでなく低温構造物への適用が切望されている。

現在, 鉄筋ガス圧接継手工法では接合する2つの鉄筋を互いに突き合わせて, 図-1に示すように圧接器にクランプねじで固定される。このとき, クランプ型式によっては写真-1に示すように鉄筋表面にクランプきずが生じる。これまでに, 鉄筋および鉄筋継手の低温下における性状に関する研究¹⁾²⁾はいくつか見られるが, その中でクランプきずが圧接継手の低温強度に大きく影響を及ぼすことが指摘されている。しかし, このような鉄筋の表面きずからの脆性破壊発生特性に関する系統的な研

究は少ない。

本報では, 市販の普通鉄筋を用いて, 圧接時に生じる鉄筋表面のクランプきずをモデル化した表面切欠きを有する丸棒試験片の低温引張試験を行ない, 表面切欠丸棒の脆性破壊発生特性について調べた。さらに, 低温下における変形能力の観点から立った鉄筋の材質選定方法について検討を試みた。

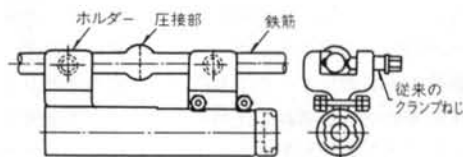
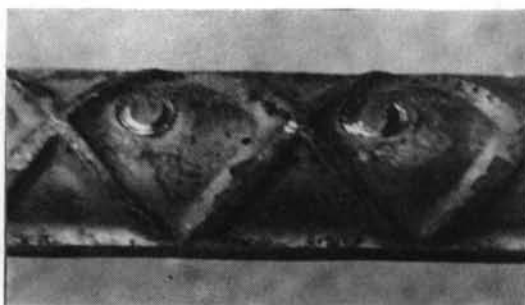


図-1 鉄筋ガス圧接器



(a) 円形型クランプねじ



(b) 円形型クランプねじによる鉄筋の表面きず

写真-1 鉄筋表面のクランプきず

§ 2. 実験計画

2.1 供試材

供試材の鋼種は、鉄筋の中で使用頻度の高いSD35とした。このうち、鉄筋の材質による脆性破壊発生特性の相違を調べるために、D32を主体として高炉鉄筋を含めて引張強度レベルの異なる9ロットの鉄筋を用いた。また、表面切欠丸棒試験片の寸法効果の有無を確認するために、単一鉄筋からサイズの異なる試験片を採取できるようにD51の1ロットを使用した。

各供試材の化学成分、機械的性質を表—1に示す。

2.2 試験片

本実験における表面切欠丸棒試験片の形状寸法を図—2に示す。試験片の切欠き深さは、圧接時に鉄筋表面にできるクランプきずの実測寸法をもとに、それよりも若干深めの2.5mmとした。また、切欠き先端の形状は実際のクランプきずの形状等を考慮して、2mmVノッチャー試験片の切欠き部と同一の0.25mmRとした。

試験片の表面切欠きの加工方法は、実際のクランプきずが圧接器のクランプねじ先端のねじ込みによって生ずることを考慮して、V型ナイフエッジによるプレス加工とした。プレス加工による塑性変形が脆性破壊に及ぼす影響を調べるために、機械加工による同一形状の試験片も作成した。また、試験片の寸法効果を調べるためにサイズS32の他にS51の試験片も作成した。

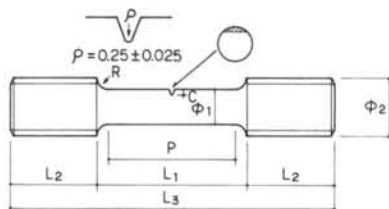
各試験片とも破断伸びを測定するための標点距離は、切欠きをはさんで $4\sqrt{A}$ （A：平行部断面積）とした。

なお、実際のクランプきずと本実験で用いた表面切欠丸

棒試験片の切欠きのきびしさの比較については4.1に後述する。

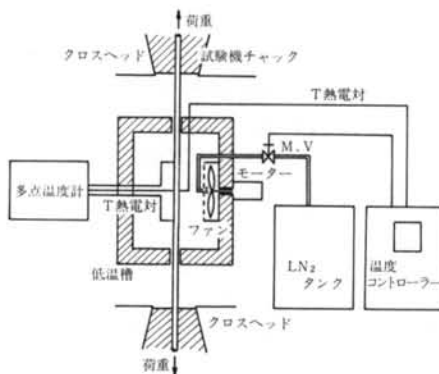
2.3 試験方法

低温引張試験では、図—3に示すように200t万能試験機に組み込まれた低温試験槽内の引張治具に試験片を



サイズ記号	Φ ₁	Φ ₂	C	P	R	L ₁	L ₂	L ₃
S1	16	27	2.5	56	6	68	40	148
S2	25	42	2.5	88	8	104	60	224

図—2 試験片の形状寸法

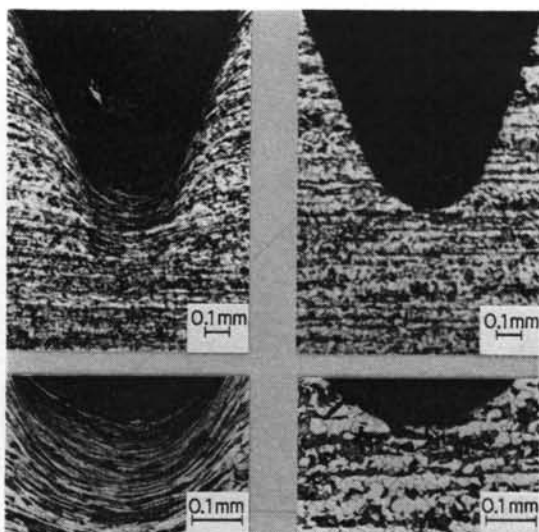


図—3 低温引張試験装置

供試材 記号	呼 び 名	製法種別	化 学 成 分 (%)												機 械 的 性 質					
			C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	sol Al	Zn	N	Mn /C	σ_Y (kgf/mm ²)	σ_B (kgf/mm ²)	El (%)	R.A. (%)	T_{r_s} (℃)	
A	D32	高炉鉄筋	2.23	0.22	1.53	0.028	0.018	Tr	0.01	0.03	0.001	0.001	0.0027	6.65	40.9	59.0	32.9	66.6	4.0	
B	"	電炉鉄筋	0.28	0.20	0.65	0.027	0.041	0.29	0.08	0.18	Tr	Tr	0.0110	2.32	37.3	58.9	32.2	54.9	28.0	
C	"	"	0.25	0.18	0.78	0.023	0.036	0.24	0.07	0.18	Tr	0.001	0.0115	3.12	36.4	58.1	30.9	56.2	28.0	
D	"	高炉鉄筋	0.23	0.22	1.44	0.031	0.018	Tr	0.01	0.05	Tr	Tr	0.0035	6.26	39.9	60.8	31.4	67.0	12.0	
E	"	電炉鉄筋	0.25	0.26	1.02	0.028	0.041	0.36	0.09	0.17	0.001	0.011	0.0106	4.08	41.4	62.0	29.4	58.1	35.0	
F	"	"	0.25	0.25	1.04	0.025	0.042	0.35	0.09	0.07	Tr	0.001	0.0126	4.16	44.7	62.1	29.7	59.1	11.0	
G	"	"	0.29	0.31	1.03	0.028	0.023	0.33	0.09	0.17	0.001	0.002	0.0128	3.55	41.8	66.6	27.2	54.6	65.0	
H	"	"	0.27	0.25	1.04	0.035	0.029	0.22	0.05	0.13	Tr	0.001	0.0116	3.85	47.5	65.6	28.9	58.4	30.0	
I	"	"	0.31	0.33	1.07	0.040	0.034	0.33	0.11	0.11	0.001	0.001	0.0156	3.45	55.0	76.6	23.9	51.6	70.0	
J	D51	高炉鉄筋	0.24	0.27	1.39	0.030	0.020	Tr	0.01	0.04	0.001	Tr	0.0026	5.79	39.9	58.9	32.1	65.6	—11.0	

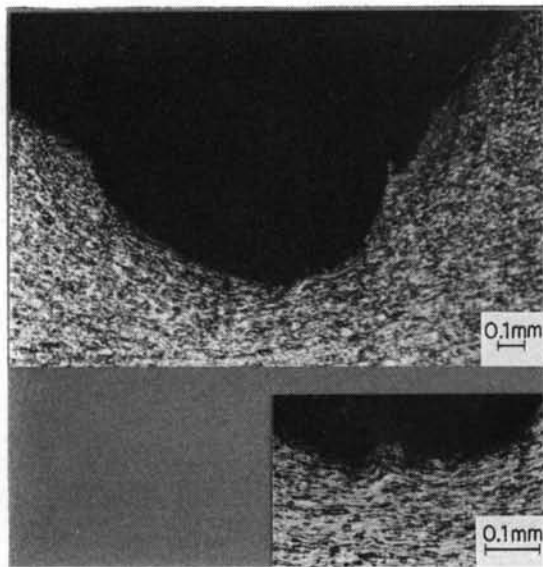
注) σ_Y : 降伏点 σ_B : 引張強さ EL: 伸び率 R.A.: 絞り vT_{rs} : 破面遷移温度

表—1 供試材の化学成分および機械的性質



(a) プレス加工の場合 (b) 機械加工の場合

写真—2 切欠き先端近傍の光学顕微鏡組織



写真—3 鉄筋表面のクランプきず先端近傍の光学顕微鏡組織
取付け、冷媒として液体窒素 (LN_2) を噴霧し、ファンによってこれを攪拌してできる低温雰囲気内で試験片の冷却を行なった。温度の検出には銅—コンスタンタン熱電対を用い、試験片の中央およびその上下3点の温度測定を行ない、試験片の温度が一様であることを確認した。試験片が所定の温度に達してから一定時間温度保持を行ない、試験片の温度が安定したことを確認した後引張荷重を行なった。荷重速度は $1 \sim 3 \text{ kgf/mm}^2 \text{ sec}$ 程度を目安とした。

§ 3. 実験結果

3.1 切欠き先端の光学顕微鏡組織観察

写真—2に、プレス加工および機械加工によるそれぞれの切欠き先端近傍の光学顕微鏡組織を示す。

プレス加工の場合、切欠き先端の表層部は連続したメタルフローを呈しており、この部分の組織は塑性変形によって扁平につぶれている。一方、機械加工の場合切欠きによって層状組織の流れが切れている。

写真—3に、実際の圧接時に生じた鉄筋表面のクランプきずの先端における組織を示す。塑性変形の程度は異なるが、プレス加工の場合とほぼ同様な扁平した組織と連続したメタルフローを呈している。このように、プレス加工による表面切欠丸棒試験片の切欠き先端の組織は、実際のクランプきずの先端の組織とよく近似していることが認められる。

3.2 低温引張試験結果

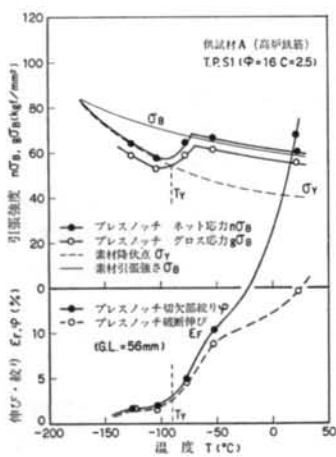
図—4(a)~(k)に、各種の鉄筋より切削加工した表面切欠丸棒試験片の低温引張試験結果を示す。各試験片の破壊強度については、ネット応力、グロス応力を併記して示した。

3.2.1 破壊強度特性曲線

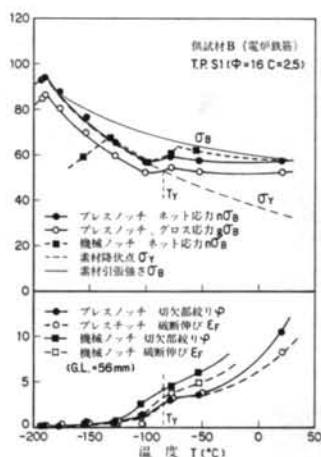
まず、表面切欠丸棒のネット引張強さ $n\sigma_B$ に着目すると、室温では各供試材とも素材の引張強さ σ_B はほぼ等しい。しかし、室温から -70°C 前後の温度域では、高炉鉄筋の場合は温度低下に伴い素材の引張強さと同程度の強度増加を示すが、電炉鉄筋の場合には室温での引張強さとほぼ同等か、あるいは若干の強度増加を示す。いずれの供試材も、表面切欠丸棒の引張強さは -70°C 前後で急激な強度低下を示すようになるが、 -100°C 前後で素材の降伏点とほぼ等しくなり、温度低下に伴い低応力脆性破壊を生じるまでそのまま素材の降伏点とほぼ等しい挙動を示し、再び強度増加を示す。

次に、破壊強度をグロス引張強さ $g\sigma_B$ で見ると、 $g\sigma_B$ が素材の降伏点 σ_Y と等しくなる温度 T_Y が存在する。本実験の範囲内では、この T_Y 温度はいずれの供試材ともほぼ $-100^\circ\text{C} \sim -90^\circ\text{C}$ 前後の値を示している。

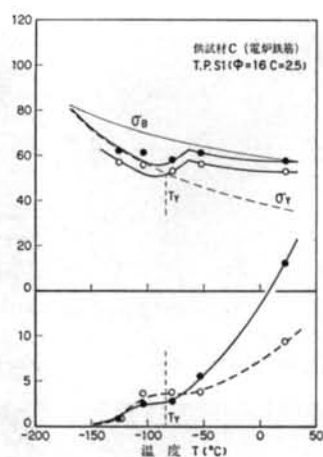
プレス加工と機械加工の相違による破壊強度特性への影響は、図—4(b)に示すとおりである。温度の比較的高い領域では両者の間に顕著な差異は認められず、 T_Y 温度もほぼ同等の値を示すが、それよりも低い領域では機械加工による表面切欠丸棒はプレス加工による表面切欠丸棒に比べて降伏点以下での、いわゆる低応力脆性破壊の発生温度（ネット破壊応力が素材の降伏点以下となり



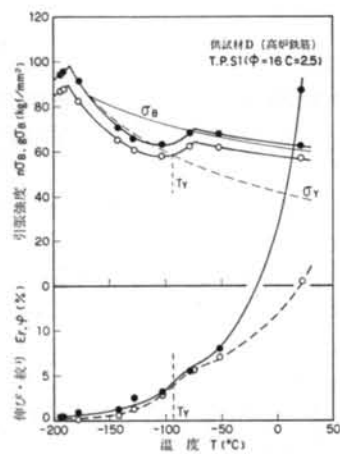
(a) 供試材 A



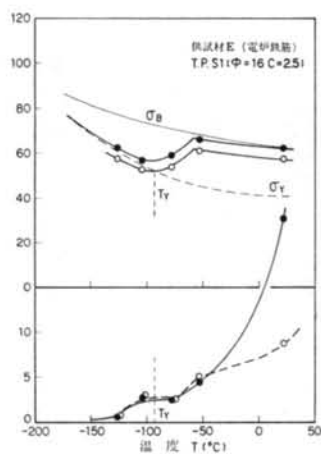
(b) 供試材 B



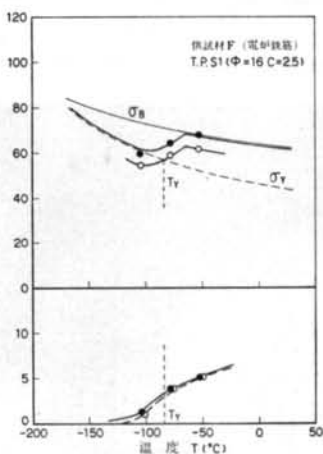
(c) 供試材 C



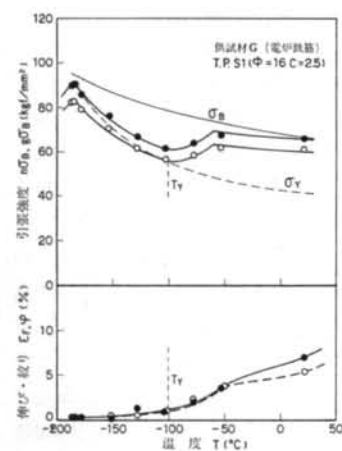
(d) 供試材 D



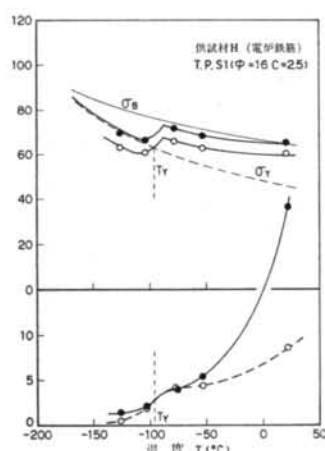
(e) 供試材 E



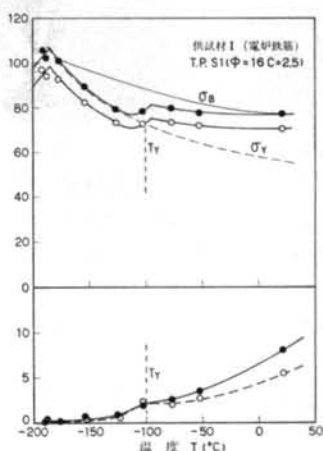
(f) 供試材 F



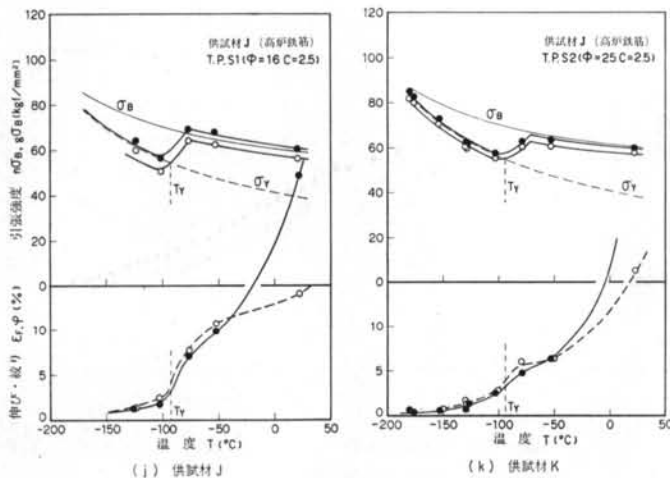
(g) 供試材 G



(h) 供試材 H



(i) 供試材 I

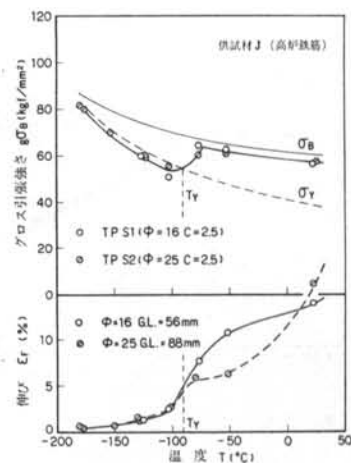


図一四 表面切欠丸棒の低温引張試験結果
始めるときの温度)は高い値を示す。

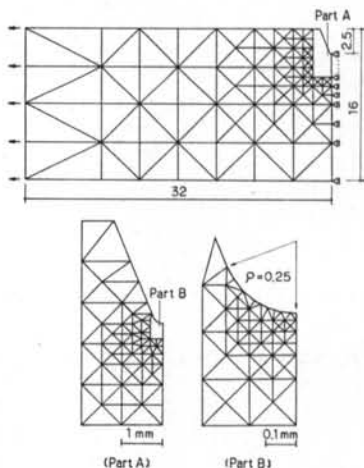
試験片の寸法効果については、図一四(j)および(k)に示すとおりである。直径16mmと25mmの切欠試験片では T_T 温度以上においてネット引張強さは異なる。しかし、図一五に示すようにグロス引張強さは径が異なってもほぼ等しい値を示す。

3.2.2 破断伸びおよび絞り

表面切欠丸棒の所定の標点距離における破断伸びおよび破断部における絞りは、温度の低下に伴い減少傾向を示す。室温に近い温度域でその減少傾向は著しいが、温度低下に伴ってその傾向はゆるくなる。しかし、再び T_T 温度付近を境として急減し、低応力脆性破壊発生温度に至ってほぼ零になる。



図一五 表面切欠丸棒引張強度の寸法効果



図一六 要素分割の一例 ($\phi=16\text{mm}$, $c=2.5\text{mm}$, $\rho=0.25\text{mm}$, $\phi=45^\circ$ の場合)

§ 4. 考察

4.1 切欠き先端近傍における応力場の検討

一般に、鋭い切欠きを有する部材に外力が作用する場合、弾性範囲内では切欠き先端からの距離を r とすれば、切欠き先端近傍における応力はほぼ $1/\sqrt{r}$ に比例することが知られている。すなわち、応力パラメータ F_I を用いて、

$$\frac{\sigma_z}{\sigma_\infty} = \frac{F_I}{\sqrt{r}} \quad \dots\dots(1)$$

σ_z : 切欠き先端近傍の鉄筋軸方向応力

σ_∞ : グロス応力

r : 切欠き先端からの距離 (mm)

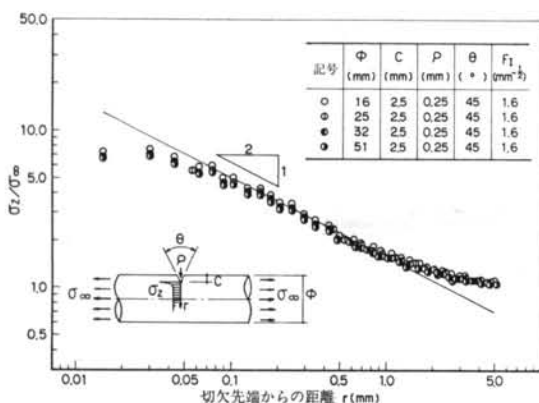
と表現できる⁸⁾。

応力パラメータ F_I は、ある与えられたグロス応力

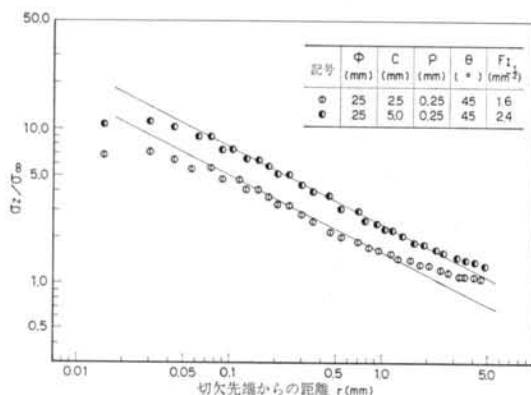
σ_∞ に対して切欠き先端近傍における応力の大きさのレベルを表すものである。線形破壊力学における応力拡大係数との類似性から、このようなパラメータ F_I を用いることにより脆性破壊の発生のし易さが相対的に評価できるものと思われる。

そこで、本実験で用いた表面切欠丸棒の切欠きと実際に圧接時に生ずる鉄筋表面のクランプきずのきびしさを相対比較するために、それぞれの切欠き先端近傍の応力場の大きさを応力パラメータ F_I を用いて評価することを試みる。切欠き先端近傍の応力場の解析に当たっては切欠きモデルを平面置換し、有限要素法 (EPIC-IV プログラム)¹⁰⁾ により平面ひずみ状態で2次元弾性解析を行なった。要素分割の一例を図一六に示す。

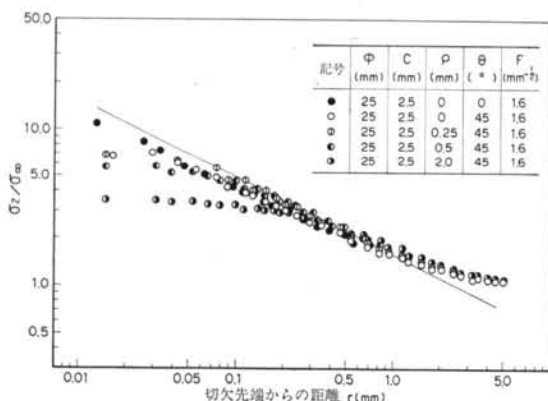
なお、切欠きモデルは実際には立体であるため3次元



図—7 試験片の直径 ϕ をパラメータとした場合の応力場

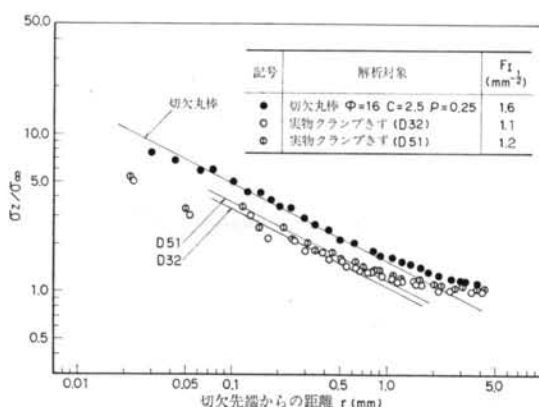


図—8 切欠き深さ C をパラメータとした場合の応力場



図—9 切欠き先端半径 ρ をパラメータとした場合の応力場
解析を行なう必要があるが、付録に示すように、平面置換して平面ひずみ状態で2次元解析を行なった場合と、立体的に3次元解析を行なった場合とでは応力場の大きさにほとんど差異がないことを確認している。

ここでは、応力場を決定するパラメータとして試験片直径 ϕ 、切欠き深さ C 、切欠き先端半径 ρ 、切欠き角度



図—10 表面切欠丸棒の切欠きと鉄筋表面の実物クランプきず先端の応力場の対比

θ を取り上げた。それぞれの解析結果を図—7～9に示す。切欠きのごく近傍を除いて $1/\sqrt{r}$ の特異場が存在する。すなわち、式(1)の F_I はかなりの範囲にわたって応力の大きさを支配するパラメータといえる。

解析結果より、次のことがいえる。

1) 試験片の直径 ϕ が一定の場合、切欠き深さ C が大きいほど F_I の値は大きい。

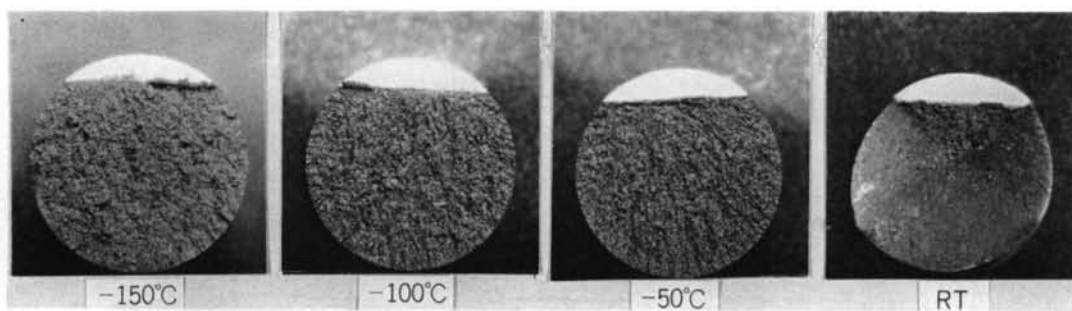
2) 切欠き深さ C が一定の場合、 F_I は試験片の直径 ϕ にほとんど影響しない。

3) 切欠き先端半径 ρ は、 F_I の値へほとんど影響を与えない。しかし、 ρ が大きくなると切欠き先端近傍では $1/\sqrt{r}$ の特異性を示さなくなり、切欠き先端近傍の応力の大きさは小さくなる。

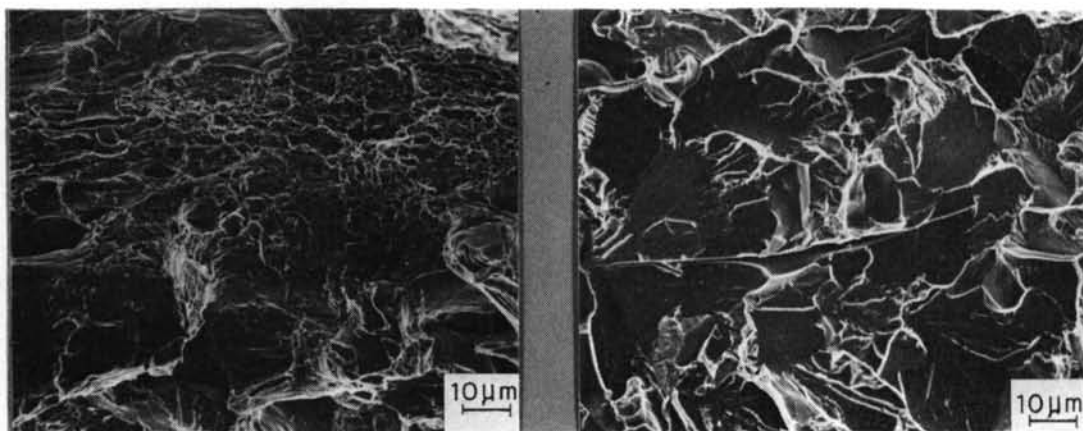
本実験に用いた試験片の、切欠き先端における応力場と実際の圧接時に生じる鉄筋表面のクランプきず先端の応力場との比較を図—10に示す。これにより、クランプきず先端の F_I は本実験に用いた表面切欠丸棒試験片の F_I に比べて小さい。したがって、応力拡大係数との類似性から切欠き先端の応力場の大きさは脆性破壊の発生のし易さの目安の一つとなることを考えると、本実験に用いた試験片は実際のクランプきずを有する鉄筋よりも脆性破壊を生じ易く、この試験片で評価すると安全側になる。このような観点から、プレス加工による表面切欠丸棒が -190°C 前後の極低温域まで低応力脆性破壊を生じないことを考慮すれば、表面にクランプきずを有する鉄筋母材の場合でも降伏点以下の低応力脆性破壊は発生し難いこと⁶⁾が推察できる。

4.2 フラクトグラフィー的検討

写真—4に、プレス加工による表面切欠丸棒の一例を示す。各供試材とも -50°C 以下では巨視的に脆性破面を



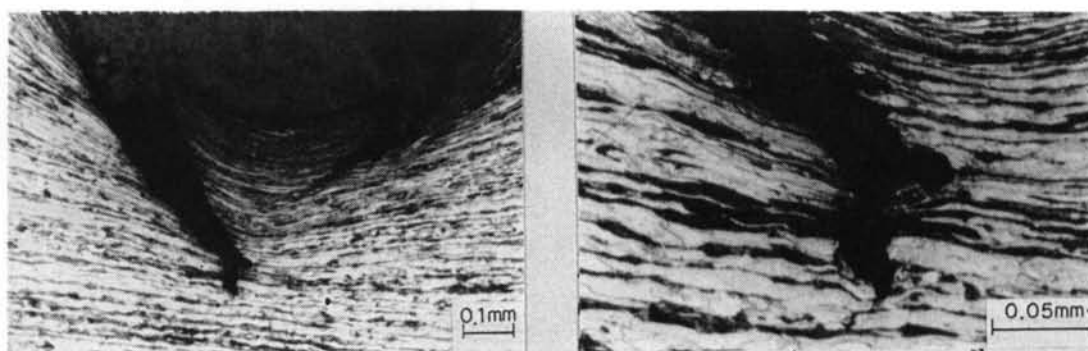
写真—4 プレス加工による表面切欠丸棒の巨視的破面（供試材B）



(a) 切欠き先端近傍におけるディンプル破面

(b) 中央部におけるへき開破面

写真—5 破面の電子顕微鏡観察結果（供試材B， -100°C ）



(a) 切欠き先端における亀裂の発生

(b) 亀裂先端におけるボイドの発生合体

写真—6 プレス加工による表面切欠き先端近傍におけるボイドの発生合体（供試材A， -50°C ）

呈するが、走査型電子顕微鏡による微視的観察では、写真—5に示すように切欠き先端からほぼ0.2～0.5mmの範囲に顕著なディンプル破面のゾーンが認められ、その先ではへき開破面が支配的となる。

この微視的観察によれば、プレス加工による表面切欠丸棒の脆性破壊発生過程は、切欠き先端近傍にボイドの発生合体を生じて安定延性亀裂が先行した後に、急激な

不安定破壊へ移行してへき開破面を呈したものである。写真—6は、供試材Aのプレス加工による表面切欠丸棒を、 -50°C において最大耐力付近で除荷した後の亀裂の発生状況を軸方向断面において示したものである。亀裂の先端にはボイドの発生合体の様子が認められる。不安定破壊は、この安定延性亀裂の成長の後に生じるものと思われる。

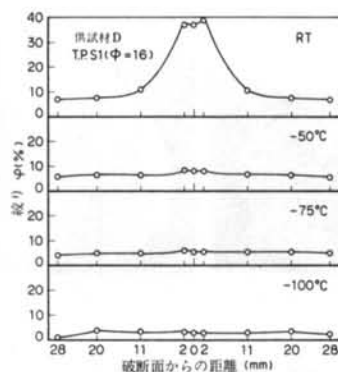


図-11 表面切欠丸棒の各部における破断後の絞り

本実験においては、プレス加工による表面切欠丸棒ではいずれの供試材についても、室温から低応力脆性破壊の発生温度（ほぼ -90°C ）までの温度域において同様な破壊様式を示している。このことは、本実験におけるプレス加工による塑性変形の範囲内では、表面切欠きからの破壊は常に安定亀裂が先行することを意味するものと考えられる。これはまた、4.2で述べたように表面にクランプきずを有する鉄筋母材の場合にも、安定亀裂が生じて降伏点以下の低応力脆性破壊が生じ難いことを説明するものである。

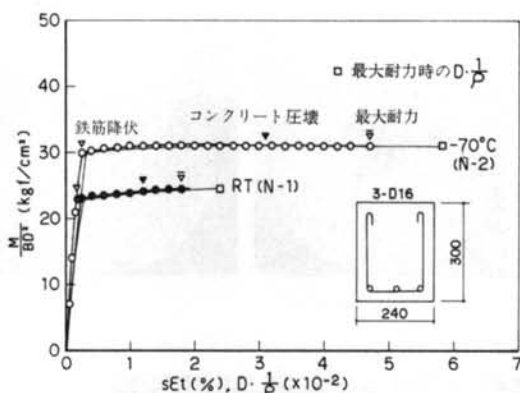
4.3 表面切欠丸棒の変形能力

一般に、構造物に脆性的な破壊を生じさせないためには構造部材に適切な変形能力を確保する必要がある。鉄筋コンクリート部材の構成要素の一つである鉄筋にも同様に適切な変形能力が要求される。

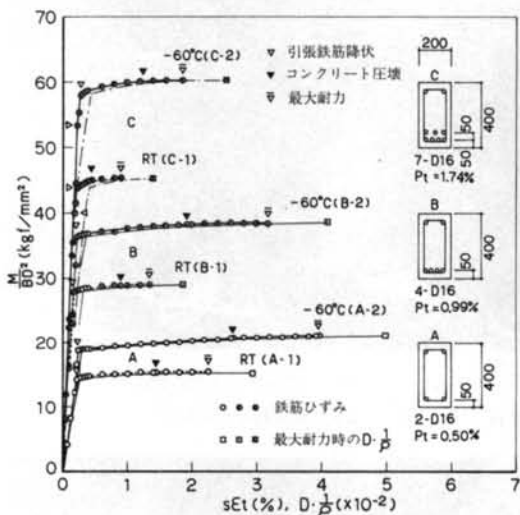
鉄筋に切欠きがある場合、3.2.1で述べたようにグロス応力 $\sigma_{\infty}(=\sigma_B)$ と素材の降伏点 σ_Y が等しくなる T_Y 温度の前後で変形能力が著しく変化する。 T_Y 温度以下では、低応力脆性破壊の発生温度までの温度域において塑性変形はネット断面（切欠き底部）にとどまり、大きな延性は期待できない。しかし、 T_Y 温度以上の温度域においてはグロス断面の全面降伏が生じ、大きな延性が期待できる。

図-11に、各試験温度における表面切欠丸棒の各部の絞りを示す。室温では切欠き部（破断部）近傍で大きな局所変形を生じているが、 -50°C 以下では平行部の絞りと切欠き部の絞りはほぼ等しく軸方向に一樣な変形を生じている。したがって、表面切欠丸棒の各部の伸びについてもほぼ一樣伸びとなり、無限遠標点距離で定義される Overall strain（平均ひずみ） ϵ_{∞} を表わしている。

表面切欠丸棒の応力と Overall strain との関係は素材の応力-ひずみ関係に従うため¹³⁾、局所変形が大きく生



(a) 文献 12) による場合



(b) 文献 13) による場合

図-12 曲げ部材の曲げモーメントと引張鉄筋ひずみおよび変形曲率の関係

じない温度域においては、表面きずを有する鉄筋の低温下における一樣伸びの変形能力は本実験で用いた表面切欠丸棒試験片によりほぼ推定できる。

§ 5. 変形能力を考慮した材質評価方法の一提案

5.1 鉄筋コンクリート部材中の鉄筋に要求される変形能力

現在、通常の鉄筋コンクリート部材において、その構成要素の一つである鉄筋に要求される変形能力についてはあまり議論されず、必ずしも明確にされていない。しかし、低温構造物に使用される鉄筋については部材の脆

性的な破壊を防止する上で所要の変形能力，すなわち伸び性能を確保することはきわめて重要と考えられる。

鉄筋およびコンクリートは，それぞれ温度低下に伴い強度増加を示す¹⁶⁾。低温下における鉄筋コンクリート部材は室温下の部材に比べて耐力増加を示し，最大耐力時の変形も室温下の部材に比べ大きく，その傾向は鉄筋比が大きい程顕著になるという報告がある¹⁷⁾¹⁸⁾。

実験者	試験温度	コンクリート			鉄筋	
		$c\sigma_B$ (kgf/cm ²)	$c\epsilon_B$ (%)	cE (kgf/cm ²)	$s\sigma_Y$ (kgf/cm ²)	sE (kgf/cm ²)
長澤ら ¹⁷⁾	RT	357	1800	2.7×10^5	3500	2.1×10^6
	-70℃	723	2800	3.9×10^5	4500	2.1×10^6
青柳ら ¹⁶⁾	RT	274	2000	2.1×10^5	3620	2.0×10^6
	-60℃	710	2500	3.7×10^5	4550	2.0×10^6

$c\sigma_B$: コンクリートの圧縮強度

$c\epsilon_B$: コンクリートの圧縮強度時のひずみ度

cE : コンクリートのヤング係数

$s\sigma_Y$: 鉄筋の降伏応力度

sE : 鉄筋のヤング係数

表—2 曲げ部材の使用材料強度

図—12は，長澤ら¹⁷⁾および青柳ら¹⁶⁾が表—2に示す材料を用いて行なった曲げ部材の室温(20℃)および低温(-60℃または-70℃)における曲げモーメントと，ひびわれ断面における引張鉄筋ひずみ度および部材の曲率との関係を e 関数法¹⁹⁾を用いて解析し無次元化して示したものである。また，表—3は各曲げ部材の引張鉄筋ひずみ度と部材の曲率との対応を示すとともに，一部実験値との対応を示したものである。

本解析によれば，一定の曲げモーメント時における引張鉄筋ひずみ度の塑性率は，部材の曲率の塑性率よりも若干大きい値を示しているが，両者はほぼよい一致を示している。

前述のとおり最大耐力時の変形は鉄筋比が小さいほど大きく，また低温になるほど大きいことを考慮すれば，部材を構成する鉄筋には鉄筋比の比較的小さい部材の低温下における変形挙動に追従できる伸び性能が確保されればよいと考えられる。

本解析における最大耐力時の部材の曲率と実験値との対応は，表—3に $\phi_{U,E}/\phi_U$ の値で示すとおりである。部材の曲率の実験値は，本解析値に対して0.7~2.0倍程度

Case	引張鉄筋比 ρ_t (%)	温度 (℃)	鉄筋降伏時		コンクリート圧壊時		最大耐力時			
			$s\epsilon_Y$ ($\times 10^{-6}$)	ϕ_Y ($\times 10^{-6}$ /cm)	$s\epsilon_C$ ($\times 10^{-6}$)	ϕ_C ($\times 10^{-6}$ /cm)	$s\epsilon_U$ ($\times 10^{-6}$)	ϕ_U ($\times 10^{-6}$ /cm)	$\phi_{U,E}$ ($\times 10^{-6}$ /cm)	$\phi_{U,E}/\phi_U$
N-1	0.83	RT	1,667	87	12,035 (7.2)	448 (5.6)	18,291 (11.0)	798 (9.2)	—	—
N-2	0.83	-70	2,143	106	31,098 (14.5)	1,304 (12.3)	46,920 (14.5)	1,952 (18.4)	—	—
A-1	0.50	RT	1,810	67	14,280 (7.9)	465 (6.9)	22,591 (12.5)	735 (11.0)	1,443	1.96
A-2	0.50	-60	2,275	78	26,376 (11.6)	825 (10.6)	39,577 (17.4)	1,243 (15.9)	1,874	1.51
B-1	0.99	RT	1,810	75	8,929 (4.9)	312 (4.2)	13,551 (7.5)	465 (6.2)	330	0.71
B-2	0.99	-60	2,275	84	19,305 (8.5)	623 (7.4)	31,759 (14.0)	1,021 (12.2)	1,447	1.42
C-1	1.74	RT	1,810	84	4,587 (2.5)	188 (2.2)	9,116 (5.0)	346 (4.1)	318	0.92
C-2	1.74	-60	2,275	91	12,346 (5.4)	424 (4.7)	18,579 (8.2)	628 (6.9)	1,138	1.81

注) $s\epsilon_Y$: 引張鉄筋降伏時鉄筋ひずみ度

$s\epsilon_C$: コンクリート圧壊時鉄筋ひずみ度

$s\epsilon_U$: 最大耐力時鉄筋ひずみ度

ϕ_Y : 引張鉄筋降伏時部材曲率

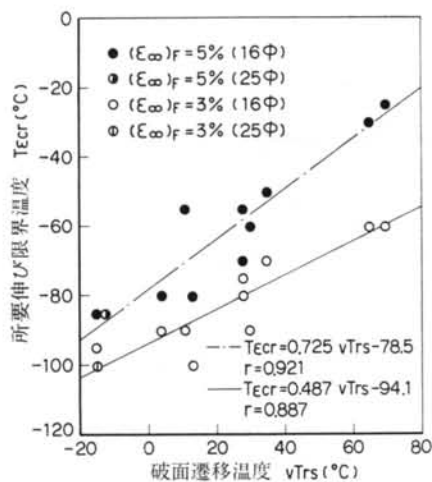
()内数字は鉄筋降伏時に対する比率(塑性率)

ϕ_C : コンクリート圧壊時部材曲率

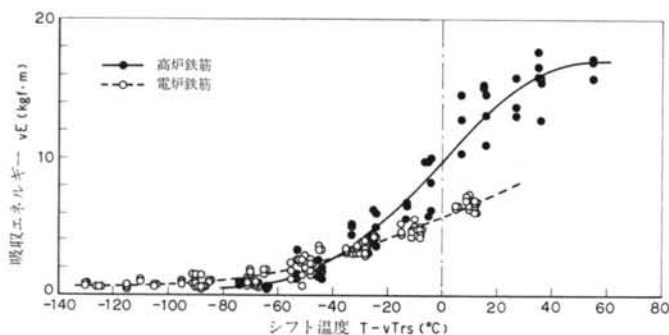
ϕ_U : 最大耐力時部材曲率

$\phi_{U,E}$: 最大耐力時部材曲率の実験値¹⁸⁾

表—3 曲げ部材の引張鉄筋ひずみ度および変形曲率



図—13 表面切欠丸棒に所要の破断伸びが保証される限界温度とシャルピー試験における破面遷移温度の関係



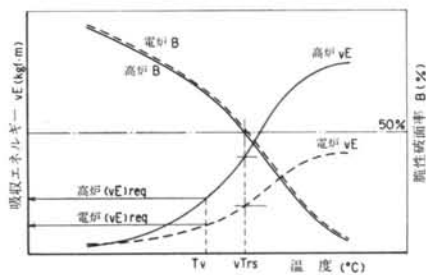
図—14 吸収エネルギーとシャルピー試験におけるシフト温度 ($T - vTrs$) の関係

の値を示している。実用上、低温下におけるコンクリート部材にひびわれを集中させないためにはある程度以上の鉄筋比を確保する必要があることから、ここでは鉄筋比が小さい場合を除き1%程度以上の部材を対象とすれば、低温下における部材の最大耐力時までの変形挙動に追従できる鉄筋の伸び性能は、曲率の実験値が解析値よりも大きいことを考慮にいれても最大3~5%程度を考慮しておけば十分であると判断される。

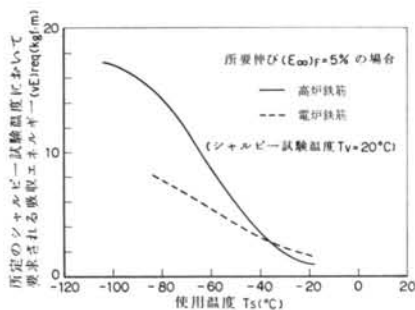
5.2 材質評価方法

5.2.1 所要の破断伸びが保証される 限界温度とシャルピー破面遷移温度との関係

表面に切欠きを有する鉄筋の伸び性能に対する要求値として、因に一例として3%あるいは5%のOverall strainを考えたとすれば、この破断伸び($\epsilon_{\infty}F$)が保証される限界温度 T_{ocr} とシャルピー試験における破面遷移温度 $vTrs$ との間には、図—13に示すような強い相関関



図—15 破面遷移温度が保証される所定の試験温度における吸収エネルギー



図—16 使用温度において表面切欠丸棒に所要の破断伸びが保証されるために必要な所定のシャルピー試験温度における吸収エネルギー

係が存在する。ここに、シャルピー試験における破面遷移温度は延性破面と脆性破面が半々に共存する温度であり、所要の破断伸びが保証される限界温度では、写真—5に示したように破断面にディンプル(延性)破面とへき開(脆性)破面が共存する。このように両者とも延性—脆性の共存する温度であることを考慮すれば、両者は必然的に相関性を持ち得ることが理解できる。ここで、所要の破断伸び($\epsilon_{\infty}F$)が保証される限界温度 T_{ocr} はいうまでもなく Tr 温度以上である。

以上は、試験片の直径が16mmφの表面切欠丸棒について求められた相関関係である。切欠き深さが小さい場合には、図—5に示すように径が異なる場合でもグロス破壊応力は互いにほぼ等しい。グロス破壊応力 σ_{SB} と Overall strain の関係は素材の応力—ひずみ関係に一致することを考慮すれば、破壊応力が素材の引張強さに近いような高い応力レベルにある場合には、わずかな破壊応力の差異によって破断伸びにかなり差異を生ずることもあるが、破壊応力が比較的低いレベルの場合には試験片の径が異なっても、これらの破断伸び($\epsilon_{\infty}F$)の差異は小さいものと考えられる。因に、図—13に試験片の直径が25mmφの場合の破断伸び($\epsilon_{\infty}F$)として3%および

5%が保証される限界温度と、シャルピー試験における破面遷移温度との関係を図示すると16mmφの場合とほぼ一致する。ただし、径が極端に異なる場合には寸法効果が現れることも考えられるため、 T_{cer} と vT_{rs} の関係が16mmφの場合と一致するか否かについては今後検討する余地がある。

以上の観点から、表面きずを有する鉄筋に所要の破断伸びが保証される限界温度 T_{cer} を、シャルピー試験における破面遷移温度 vT_{rs} によってほぼ評価できるといえる。すなわち、低温下で使用する鉄筋の材質評価をシャルピー試験における破面遷移温度を基準として行なうことができる。

5.2.2 吸収エネルギーによる材質評価

各鉄筋の破面遷移温度をシャルピー試験によって求めるには多くのシャルピー試験片を必要とするため、破面遷移温度を判定基準とするのは実用上不便がある。

鉄筋のシャルピー試験における吸収エネルギー遷移曲線に注目すると、文献15)に示したように高炉鉄筋と電炉鉄筋の間で曲線の緩急およびシェルフエネルギーに差異が見られ、各鉄筋ごとに破面遷移温度が異なるものの製法別にはほぼ同形の遷移曲線を示すため、各鉄筋ごとに vT_{rs} だけ温度軸をシフトすることにより製法別に各鉄筋の吸収エネルギー遷移曲線をほぼ重ね合わせることができる。シャルピー試験温度と破面遷移温度との差、すなわちシフト温度 $T-vT_{rs}$ を横軸にとり、本実験で使用した供試材の吸収エネルギーを整理すると図-14に示すとおりである。鉄筋の吸収エネルギー遷移曲線が図-14に示すように製法別に同一パターンを示すことに注目すれば、この特徴を利用して使用温度において表面切欠丸棒に所要の破断伸びが保証されるために必要な破面遷移温度 vT_{rs} を所定のシャルピー試験温度 T_0 における吸収エネルギー $(vE)_{req}$ によって保証することができる。すなわち、構造物の使用温度に応じて鉄筋に要求される破面遷移温度 vT_{rs} が保証されるためには、所定のシャルピー試験温度 T_0 において必要な吸収エネルギー $(vE)_{req}$ は図-15に示すように高炉鉄筋、電炉鉄筋ごとに一義的に与えられる。図-16は、シャルピー試験温度 T_0 を20℃とした場合に、使用温度において表面切欠丸棒に所要の破断伸びが保証されるのに必要な吸収エネ

ルギー $(vE)_{req}$ を示したものである。

ここで、吸収エネルギーによる評価基準は単に破面遷移温度を保証するための一手段であり、低温構造物に使用する場合に電炉鉄筋の吸収エネルギーは高炉鉄筋に比べて低い値でよいということ意味するものではないことを付言しておく。

§ 6. 結論

本報では、鉄筋のガス圧接継手において圧接時に生じる鉄筋表面のクランプきずが低温下における引張強度に及ぼす影響が大きいことを考慮して、クランプきずを想定した表面切欠きを有する丸棒試験片の脆性破壊発生特性について実験的に検討を行なった。さらに、鉄筋コンクリート部材中の鉄筋に要求される伸び性能を解析的に調べ、この所要伸びが保証される限界温度とシャルピー試験における破面遷移温度との相関を検討した。

その結果を要約すると次のとおりである。

1)圧接時のクランプきずを想定したプレス加工による表面切欠丸棒は、室温から-190℃の温度範囲において素材の降伏点以下での低応力脆性破壊を生じない。

2)本実験で用いた表面切欠丸棒の切欠き先端の応力場の大きさは、実際の圧接時に生じたクランプきずよりも安全側の評価となる。

3)前項1)および2)より、表面にクランプきずを有する鉄筋は素材の降伏点以下での低応力脆性破壊は生じないと推察される。

4)低温構造物の切欠きを有する鉄筋に所要伸びが保証される限界温度と、シャルピー試験における破面遷移温度との間には強い相関関係が存在する。この相関関係を用いて、変形能力を考慮した鉄筋の材質評価方法を提案した。

謝辞 本研究をまとめるに当たり、東京工業大学名誉教授藤本盛久博士ならびに同教授黒正清治博士にご指導を頂きました。さらに、材料強度学の面では大阪大学助教授豊田政男博士ならびに信州大学助教授中込忠男博士に懇切なご指導を頂きました。ここに深甚なる謝意を表します。

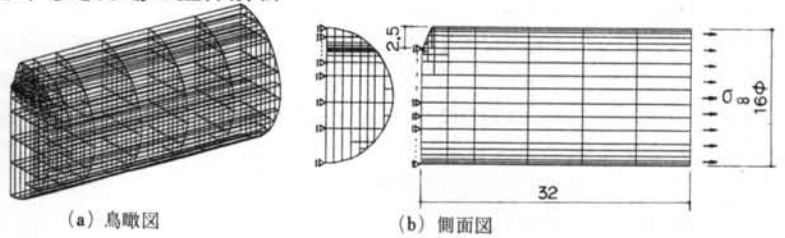
付録 表面切欠き先端における応力場の立体解析

表面切欠きを有する丸棒の切欠き先端近傍の応力場を解析するに当たって、本論文では平面ひずみ状態で2次元解析を行なった。解析の対象とする表面切欠き丸棒は実際には立体であり、忠実に解析するためには3次元解析が必要である。ここでは、2次元解析結果と3次元解析結果の差異を確認しておくことを目的としたものである。

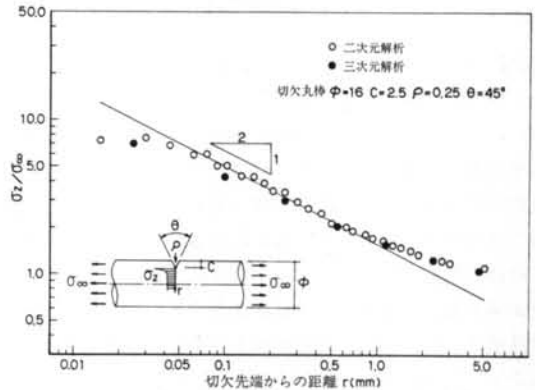
2次元解析の方法は本文中に示したとおりである。3次元解析には NASTRAN プログラム(NASA=米国航空宇宙局開発)を用い、付図—1に示すように平行6面体要素(一部三角錐要素)を用いて要素分割を行ない、軸方向荷重下において応力解析を行なった。

付図—2に、切欠き中心部の鉄筋軸断面における切欠き先端近傍の応力場について、2次元解析結果と3次元解析結果との対応を示す。

3次元解析結果は、平面ひずみ状態での2次元解析結果よりも若干ゆるい値を示すが、両者の解析結果はよく対応しており、本論文で行なった平面ひずみ状態の2次元解析結果の妥当性が確認できる。



付図—1 表面切欠き丸棒の切欠き先端近傍の応力場解析における要素分割 ($\phi=16\text{mm}$, $C=2.5\text{mm}$, $\rho=0.25\text{mm}$, $\theta=45^\circ$ の場合)



付図—2 表面切欠き丸棒の切欠き先端近傍の2次元解析結果と3次元解析結果との対応

<参考文献>

- 1) 大井, 矢部, 須山: “鉄筋ガス圧接部の低温特性に関する研究” 日本圧接協会圧接技術委員会資料 (昭和57年6月)
- 2) 日本圧接協会: “極低温下における鉄筋およびその継手の性状に関する調査報告” 圧接技術資料54-1 (1975年5月)
- 3) 高野, 横川, 池野, 一瀬: “太径鉄筋の自動ガス圧接” 溶接学会誌 Vol.46, No.2 (1977年)
- 4) 沼崎: “電炉製鉄筋の母材およびガス圧接継手の低温度下における強度と繰返し曲げ特性” 電力中央研究所報告 (昭和56年9月)
- 5) 横川: “自動ガス圧接による鉄筋の接合に関する研究” 都立大学学位請求論文 (昭和53年7月)
- 6) 矢部, 大井: “鉄筋ガス圧接部の低温特性に関する実験的研究” 日本コンクリート工学協会 第5回 年次講演会講演論文集 (1983年)
- 7) 大井, 須山, 矢部, 袴田: “電炉鉄筋のガス圧接法” 溶接技術 (1981年3月)
- 8) R.A.J.Karppi, M. Toyoda & K. Nohara: “Mechanical Controlling Factor of Weld Hydrogen Crackig” Trans. of Japan Welding Society, Vol.12, No.2 (1981)
- 9) 岡村: “線形破壊力学入門 (破壊力学と材料強度講座・1)” 培風館 (昭和53年)
- 10) 山田, 横内: “有限要素法による弾塑性解析プログラミング EPIC-IV 解説” 培風館 (昭和56年)
- 11) F.M.Burdekin & M.G.Dawes: “Practical Use of Yielding and Linear Elastic Fracture Mechanics with Particular Reference to Pressure Vessel” Proc. Inter. Mech. Eng. Conf., London, 1971.
- 12) 佐藤, 豊田, 伊藤他: “切欠きをもつ鋼材の破壊遷移現象と破壊 Overall strain に及ぼす諸因子の影響” 日本造船学会論文集 No.142 (1977) p.148

- 13) 佐藤, 向井, 豊田: “溶接工学” 理工学社 (1979年5月)
- 14) 藤本, 藤盛, 中込, 矢部: “円周切欠きを有する鉄筋コンクリート用棒鋼の低温下における脆性破壊発生特性に関する実験的研究” 日本建築学会論文報告集 第334号 (昭和58年12月)
- 15) 藤本, 藤盛, 中込, 矢部, 石川: “鉄筋コンクリート用棒鋼のシャルピー衝撃特性” 日本建築学会論文報告集 第346号 (昭和59年12月) (掲載予定)
- 16) 今井: “低温下におけるコンクリートの強度増加に関する基礎的研究” 清水建設研究所報 第35号 (昭和57年4月)
- 17) 長澤, 岡田, 中沢: “低温下におけるコンクリート部材の曲げ特性について” 土木学会第31回年次学術講演会講演概要集 第5部 (昭和51年10月)
- 18) 青柳, 阿部, 金津: “低温下における鉄筋コンクリート部材の力学的特性” 電力中央研究所報告 (昭和54年12月)
- 19) 武藤: “鉄筋コンクリート構造物の塑性設計 (耐震設計シリーズ・2)” 丸善 (昭和46年)
- 20) 金津, 青柳, 佐藤: “低温下における鉄筋コンクリート引張部材の力学的特性” 電力中央研究所報告 (昭和54年10月)
- 21) 電気事業連合会 LNG 地下タンク研究委員会: “LNG 地下式貯槽 (土木設備) 設計指針” (昭和53年10月)

