مجلة جامعة تشرين للدراسات والبحوث العلمية   جمادى الآخرة ١٤٠١

المجلد الرابع ـ العدد الاول من ٤٩ الى ٦٩   نيسان ١٩٨١

السلوك اللدن للمنشآت الفولاذية المعرضة في آن واحد إلى ضغط وفتل

الدكتور سمير جورجي
كلية الهندسة المدنية

ان استخدام الفولاذ في المنشآت المعدنية والصناعية والبحرية المعرضة في آن واحد الى جهود ضغط وفتل يستلزم معرفة سلوك المادة الفولاذية المستخدمة في التصميم في منطقتي اللدونة المضطربة (PLASTIC RANGE) ومنطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة مما يستوجب صياغة دقيقة للحالات الحدية المؤدية الى انهيار العنصر الانشائي .

وان معرفة خواص الفولاذ الميكانيكية في المنطقتين سابقتي الذكر هو امر اساسي لتصميم القطع الانشائية وحسابها على الاستقرار بالاضافة الى تحقيق وفر اقتصادي كبير في التصميم .

يعالج البحث بصورة رئيسية السلوك الفعلي للفولاذ الانشائي صنف (- 44 - 42) ul = 450 - 550 Mpa) المستعمل بشكل كبير واساسي في المنشآت المعدنية المعرضة في آن واحد الى جهود ضغط وفتل وهذا يتضمن حساب وقياس القيمة الفعلية لعامل القص المماسي $G_t : \frac{d\tau}{d\gamma}$ لمناحي تحميل مختلفة في منطقة الخضوع وايضا في منطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة .

LIST OF SYMBOLS

r, θ, z	Cylindrical coordinates
x, y, z	Rectangular coordinates
$\sigma_z, \sigma_r, \sigma_\theta,$ $\tau_{r\theta}, \tau_{\theta z}, \tau_{zr}$	Stress components for compression - Torsion circular member
$\varepsilon_z, \varepsilon_r, \varepsilon_\theta,$ $\gamma_{r\theta}, \gamma_{\theta z}, \gamma_{zr}$	Strain components for compression - Torsion circular member
e	Superscript indicating elastic components of strain or effective
p	Superscript indicating plastic components of strain
$\varepsilon_z^e, \varepsilon_r^e, \varepsilon_\theta^e,$ $\gamma_{r\theta}^e, \gamma_{\theta z}^e, \gamma_{zr}^e$	Elastic components of strain
$\varepsilon_z^p, \varepsilon_r^p, \varepsilon_\theta^p$ $\gamma_{r\theta}^p, \gamma_{\theta z}^p, \gamma_{zr}^p$	Plastic components of strain
σ_z, ε_z	Axial stress and strain in z direction
$\tau_{\theta z}, \gamma_{\theta z}$	Shear- stress- and strain
σ_{YU}	Upper yield stress
σ_{YD}	Dynamic yield stress = lower yield stress
σ_{YS}	Static yield stress
τ_Y	Yield stress in shear
E	Modulus of elasticity = Young´s modulus
$G_{e\ell}$	Elastic shear modulus
ε_Y	Initial yield axial strain = $\frac{\sigma_{YD}}{E}$ or $\frac{\sigma_{YS}}{E}$
ε_{YS}	Static yield strain for structural carbon steel = $3 - 4 \cdot \varepsilon_Y$
γ_Y .	Initial yield strain in shear = $\frac{\tau_Y}{G_{e\ell}}$

ε_t	Tangential or transverse strain
E_t	Tangent modulus $= \dfrac{d\sigma_z}{d\varepsilon_z}$
G_t	Tangent modulus in shear $= \dfrac{d\tau_{\theta z}}{d\gamma_{\theta z}}$
$\nu = \dfrac{d\varepsilon_t}{d\varepsilon_z}$	Poisson's ratio = 0,25 - 0,33 in the elastic range and = 0,40 - 0,50 in the plastic and strain hardening range
τ	Dimensionless shear-stress $= \dfrac{\tau_{\theta z}}{\sigma_Y}$
γ	Dimensionless shear-strain $= \dfrac{\gamma_{\theta z}}{\varepsilon_Y}$
σ	Dimensionless axial-stress $= \dfrac{\sigma_z}{\sigma_Y}$
ϵ	Dimensionless axial strain $= \dfrac{\varepsilon_z}{\varepsilon_Y}$
E_{sec}	Secant modulus $= \dfrac{\sigma_z}{\varepsilon_z}$
$E_{sec(sh)}$	Secant modulus at the beginning of strain hardening range $= \dfrac{\sigma_Y}{\varepsilon_{sh}}$
H	Factor $= \dfrac{E}{E_{sec}}$
G_{sec}	Secant modulus in shear computed according to deformation theory
E_{sh}	Strain hardening modulus
ε_{sh}	Strain measured at the beginning of strain hardening range in uniaxial test
$m = \dfrac{E_{sh}}{E}$	The strain hardening factor in uniaxial test, the two extreme values were $\frac{1}{25} - \frac{1}{55}$. The more common average value was $\frac{1}{35}$
G_{sh}	Strain hardening modulus in shear
γ_{sh}	Strain measured at the beginning of strain hardening range in torsion test
$m' = \dfrac{G_{sh}}{G_{e\ell}}$	The strain hardening factor in pure torsion

$h = \frac{\varepsilon_{sh}}{\varepsilon_Y}$	Number varying between 12-22 for structural carbon steel obtained from uniaxial test
$h_1 = \frac{\gamma_{sh}}{\gamma_Y}$	Number varying between 20 - 25 for structural carbon steel obtained from torsion test
$\gamma^p_{sh(ct)}, \varepsilon^p_{sh(ct)}$	Plastic strains measured at the beginning of strain hardening range in combined compression and torsion, also called dynamic jumps
ℓ	Length
N	Axial load
t	Thickness of the hollow circular member
R	Radius of the circular member
2b	Width of the flange of W-F section
t_f	Thickness of the flange
M	Torsional moment
σ_{cr_o}	Critical buckling stress for perfect plate
σ_{cr}	Critical buckling stress

Tensor notation:

i, j, k, l, m	Letter subscripts taking the values 1, 2, and 3
σ_{ij}	Components of stress tensor
σ_{kk}	$= \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$
σ_m	Mean stress $= \frac{\sigma_{kk}}{3}$
δ_{ij}	Kronecker δ eq (2.1.20)
S_{ij}	Components of deviatoric stress tensor $= \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}$
S_z, S_r, S_θ, $S_{r\theta}$, $S_{\theta z}$, S_{zr}	Deviatoric stress tensor components

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Principal stresses
S_1, S_2, S_3	Principal stress deviator $= S_i = \sigma_i - \sigma_m$
ε_{ij}	Components of strain tensor
ε_{ij}^e	Elastic strain components
ε_{ij}^p	Plastic strain components
ε_{kk}	$= \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$
ε_m	Mean strain $= \frac{\varepsilon_{kk}}{3}$
de_{ij}	Deviatoric strain increments components $=$ $= d\varepsilon_{ij} - \delta_{ij} d\varepsilon_m$
e_z, e_r, e_θ $\gamma_{r\theta}, \gamma_{\theta z}, \gamma_{zr}$	Deviatoric strain tensor components
σ_e	Effective stress $= (\sigma_z^2 + 3\tau_{\theta z}^2)^{\frac{1}{2}}$
σ_f	Flow stress
J_2	Second invariant of deviatoric stress tensor eq (2.1.17)
J_3	Third invariant of deviatoric stress tensor eq (2.1.18)
$F(J_2)$	Function obtained from uniaxial stress-strain curve
$d\varepsilon_e^p$	Effective plastic strain increment eq (2.2.2)a
ε_e^p	Integrated effective plastic strain
ε_{et}^p	Total effective plastic strain
$m = \frac{E_{sh}}{E}$	The strain hardening factor in uniaxial test
$m' = \frac{G_{sh}}{G_{e\ell}}$	The strain hardening factor in torsion

$E_{sh(ct)i} = \dfrac{d\sigma_e}{d\varepsilon_e^p}$	The strain hardening modulus in combined compression and torsion calculated according to incremental plastic theory
$E_{sh(ct)t} = \dfrac{d\sigma_e}{d\varepsilon_{et}^p}$	The strain hardening modulus in combined compression and torsion calculated according to total plastic theory
$m_{(ct)i} = \dfrac{E_{sh(ct)t}}{E}$	The strain hardening factor in combined compression and torsion calculated according to incremental plastic theory
$m_{(ct)t} = \dfrac{E_{sh(ct)t}}{E}$	The strain hardening factor in combined compression and torsion calculated according to total plastic theory
$\varepsilon_{sh(ct)}^p$	Axial strain measured at the beginning of strain hardening range in combined compression and torsion
$\gamma_{sh(ct)}^p$	Shear strain measured at the beginning of strain hardening range in combined compression and torsion

١ ـ المقــــدمــــة :

يجب اعطاء مسألة استقرار العناصر الانشائية الفولاذية اهميـــة كبيرة وان عدم اعطاء هذه المسألة الاهمية الكافية يؤدي الى حـــدوث كوارث كبيرة ونتائج غير مرضيـــــة •

ان سبب انهيار العناصر الانشائية يعزى غالبا الى التحنيـــب بانواعه المختلفة والذي يمكن ان يأخذ اشكالا متعددة :

تحنيب الاعمدة المعرضة لعزم انعطاف ،التحنيب الفتلـــــي أو الموضعـــي ،التحنيب الجانبي ، التحنيب الفراغي علما ان انهيـــــار العنصر الانشائي يعزي غالبا الى تضافر انواع التحنيب السابقة الذكر•

ان مقاومة الاطراف الحرة الاجنحة المقاطع المسحوبة I ضـــد التحنيب تتبع بصورة اساسية وكلية العلاقة بين ازدياد اجهادات القص وبين تشوهاتها التي تضاف الى كمية معينة من اجهادات الضغط وبالتالي الى القيمة الفعلية لعامل القص Gt الذي يدخل بشكل رئيسي فـــي معادلة التحنيب الاساسية للجنـــاح •

ان تحديد قيمة العامل المذكور للمادة بعد ان تضغط محوريـــا حتى منطقة اللدونة والى مابعدها من منطقة التماسك ذات التشوهـــات الكبيرة يعطي قيمة النسبة $\frac{b}{t}$ اللازمة لتصميم الجناح المضغـــوط للمقطـــع I وغيرها من المقاطع المسحوبة الجاهزة •

الدراســة النظــريــــة :

لصياغة قوانين ومعادلات السيلان اللدن نذكر التعاريف والمفاهيم الجديدة التاليــــة :

الجهد الفعلي المعادل للمــادة

$$\sigma_e = \left(\frac{3}{2} S_{ij}S_{ij}\right)^{\frac{1}{2}} = \frac{1}{\sqrt{2}}\left[(\sigma_r-\sigma_\theta)^2+(\sigma_\theta-\sigma_z)^2+(\sigma_z-\sigma_r)^2+6(\tau_{r\theta}^2+\tau_{\theta z}^2+\tau_{zr}^2)\right]^{\frac{1}{2}} = \quad (2.1)$$

([redacted])

تكامل تزايدات التشوه اللدن الفعلي المعادل $d\,^p{}_e$

$$\int d\varepsilon_e^p = \int\left(\frac{2}{3}\, d\varepsilon_{ij}^p\, d\varepsilon_{ij}^p\right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sqrt{2}}{3}\int\Big\{(d\varepsilon_r^p - d\varepsilon_\theta^p)^2 + (d\varepsilon_\theta^p - d\varepsilon_z^p)^2 + (d\varepsilon_z^p - d\varepsilon_r^p)^2 + \frac{3}{2}\left[(d\gamma_{r\theta}^p)^2 + (d\gamma_{\theta z}^p)^2 + (d\gamma_{zr}^p)^2\right]\Big\}^{\frac{1}{2}} \quad (2.2)$$

تابع الحمولة اللدن ويمثل بالعلاقة التاليــــة

$$\sigma_e = F \int d\varepsilon_e^p \quad (2.3)$$

حيث ε_{ij}^p مركبات التشوهات اللدنـــة

وباستعمال فرضيات اساسية مع مفهوم العمل اللدن المبذول في وحدة الحجم بدلالة تزايدات التشوهات اللدنة الفعلية (مرجع رقم 1) يمكننا استنتاج وصياغة قوانين السيلان اللدن والمعادلات النظريةالعامة القابلة للحل بطريقة البرمجة وحل هذه المعادلات لتجمعات مناحي التحميل الرئيسيــة التاليـــــة :

٢ ـ ١ تطبيق عزم فتل في المنطقة المرنة وزيادته حتى منطقة اللدونة المضطربة ومتابعة التحميل الى منطقة التماسك التشوهي (تجربـــة TO_3 الفتل الصـــرف) .

يمكن استنتاج هذه الحالة نظريا من الحالة (e) بند (٢ ـ ٦) انظر الشكل (رقم 2) الذي يعطي العلاقة التجريبية بين الاجهادات والتشوهات القصية وقارنه مع المنحني السفلي الثامن من شكل (40) المستنتج نظريا من الحالة (e) بنـــد (٢ ـ ٦) .

٢ ـ ٢ الحالة النظريـــة (a) تطبيق قوى محورية ضاغطة حتى منطقـــة اللدونة المضطربة يليها عزم فتل متزايد مع السماح بازديـــاد التشوه المحوري ضمن منطقة اللدونة المضطربة (منطقة الخضـوع .

باستعمال قوانين السيلان اللدن (مرجع رقم 1)
يمكننا استنتاج العلاقتين التاليتيـــن

$$d\gamma = \left[2(1+\nu) + \frac{9\tau^2}{(1-3\tau^2)} \right] d\tau + \frac{3\tau}{(1-3\tau^2)^{\frac{1}{2}}} d\epsilon \qquad (2.4)$$

$$G = \frac{G_t}{E} = \frac{d\tau}{d\gamma} = \left[\frac{(1-3\tau^2) - 3\tau(1-3\tau^2)^{\frac{1}{2}} \frac{d\epsilon}{d\gamma}}{2(1+\nu)(1-3\tau^2) + 9\tau^2} \right] \qquad (2.5)$$

وبتحديد التزايدات الجزئية لـ de و $d\sigma$ واستخدام الشـروط الأولية يمكننا اجراء التكاملات والحصول على قيم التشوهات القصيـــة وعامل القص G_t . مثلت نتائج الحسابات النظرية بمنحنيات وقورنت هذه المنحنيات مع النتائج المخبرية للتجربة (CT_4) انظر الاشكـــال (٥ الى ١٠) .

٢ ـ ٣ الحالة النظرية (b) تطبيق قوى ضاغطة محورية حتى منطقـــــة اللدونة المضطربة يليها عزم فتل متزايد مع الحفاظ على قيمـــة ثابتة للتشوه المحوري في منطقة اللدونـــة .

باستعمال قوانين السيلان اللدن (مرجع رقم 1) واستخدام الشروط الأولية يمكننا استنتاج العلاقتين التاليتيـــن .

$$\gamma = (2\nu-1)\tau + \frac{\sqrt{3}}{2} \ln \frac{1+\sqrt{3}\tau}{1-\sqrt{3}\tau} \qquad (2.6)$$

$$G = \frac{G_t}{E} = \frac{d\tau}{d\gamma} = \left[\frac{1}{2(1+\nu) + \frac{9\tau^2}{1-3\tau^2}} \right] \qquad (2.7)$$

التين تعطيان العلاقات بين التشوهات و الاجهادات القصية وعامل القص المماسي . وقد مثلت نتائج الحسابات النظرية بمنحنيات وقورنت هذه المنحنيات مع النتائج المخبرية المستنتجة في ضوء التجربة (CT5) انظر الاشكال (١١ الى ١٦) .

٢ ـ ٤ الحالة النظرية (C) تطبيق قوى ضاغطة محورية حتى بداية منطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة يتلوها قيم معينة من النسبة $\frac{d}{d}$ حيث تتفرع هذه الحالة الى حالات متعددة . باستعمال قوانين السيلان اللدن (مرجع رقم 1) . يمكننا استنتاج العلاقات التالية :

$$d\epsilon = d\sigma + \left(\frac{1}{m} - 1\right) \frac{\sigma^2 d\sigma}{\sigma^2+3\tau^2} + \left(\frac{1}{m} - 1\right) \frac{3\sigma\tau d\tau}{\sigma^2+3\tau^2} \qquad (2.8)$$

$$d\gamma = \left\{ 2(1+\nu) + \frac{9\tau}{\sigma^2+3\tau^2} \left(\frac{\sigma}{3} \frac{d\sigma}{d\tau} + \tau \right) \left(\frac{1}{m} - 1 \right) \right\} d\tau \qquad (2.9)$$

$$G = \frac{G_t}{E} = \frac{d\tau}{d\gamma} = \left\{ \frac{1}{2(1+\nu) + \frac{9\tau}{(\sigma^2+3\tau^2)} \left(\frac{\sigma}{3} \frac{d\sigma}{d\tau} + \tau \right) \left(\frac{1}{m} - 1 \right)} \right\} \qquad (2.10)$$

وباستخدام الشروط الاولية وبتحديد التزايدات الجزئية d و d يمكننا اجراء التكاملات للعلاقات السابقة والحصول على قيم التشوهات القصية والمحورية .

وقد مثلت نتائج الحسابات السابقة بمنحنيات وقورنت هذه المنحنيات مع النتائج المخبرية المستنتجة في ضوء التجربة (CT_6) انظر الاشكال (١٧ ، الى ٢٣) .

٢ ـ ٥ الحالة النظرية (d) تطبيق قوى محورية ضاغطة حتى بداية منطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة يليها عزم فتل متزايد مع الحفاظ على جهد الخضوع ثابتا .

باجراء التكامل للمعادلتين (2 . 8) و (2 . 9) واستعمال الشروط الأولية يمكننا استنتاج العلاقات التالية :

$$E = h + \frac{1}{2}\left(\frac{1}{m} - 1\right)\ln(1+3\tau^2) \qquad (2.11)$$

$$\gamma = 2(1+\nu)\tau + \left(\frac{1}{m}-1\right)\left(3\tau - \sqrt{3}\tan^{-1}\sqrt{3}\,\tau\right) \qquad (2.12)$$

$$G = \left[\frac{1}{2(1+\nu) + \left(\frac{1}{m}-1\right)\frac{9\tau^2}{(1+3\tau^2)}}\right] \qquad (2.13)$$

مثلت نتائج المعادلات السابقة بمنحنيات وقورنت هذه المنحنيات مع النتائج المختبرية المستنتجة في ضوء التجربة (CT7) انظر الاشكال (٢٤ الى ٣٠) .

٢ ـ ٦ الحالة النظرية (e) تطبيق قوى ضاغطة محورية ضمن منطقة المرونة حيث يتلوها عزم فتل متزايد حتى دخول المادة الى منطقة اللدونة المضطربة (منطقة الخضوع) ومتابعة التحميل الى منطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة والدخول فيها .

وقد تفرعت هذه الحالة الى ثماني حالات انظر الملحق

وباستعمال قوانين السيلان اللدن (مرجع رقم 1) والشروط الأولية يمكننا استنتاج العلاقات التي تعطي التشوهات القصية والمحورية وعامل القص المماسي :

$$\gamma = 2(1+\nu)\tau_i + \frac{3(h-1)}{\left[3+\left(\frac{\sigma_i}{\tau_i}\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}} + 2(1+\nu)(\tau-\tau_i) +$$

$$+ \left(\frac{1}{m}-1\right)\left\{3(\tau-\tau_i) - \sqrt{3}\,\sigma_i\left[\tan^{-1}\left(\sqrt{3}\,\frac{\tau}{\sigma_i}\right) - \tan^{-1}\left(\sqrt{3}\,\frac{\tau_i}{\sigma_i}\right)\right]\right\} \qquad (2\,.\,14)$$

$$\epsilon = \sigma_i + \frac{(h-1)}{\left[1+3\left(\frac{\tau_i}{\sigma_i}\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}} + \left(\frac{1}{m}-1\right)\cdot\frac{\sigma_i}{2}\,\mathrm{Ln}(3\tau^2+\sigma_i^2) \qquad (2\,.\,15)$$

$$G = \frac{G_t}{E} = \frac{d\tau}{d\gamma} = \left[\frac{1}{2(1+\nu) + \left(\frac{1}{m}-1\right)\frac{9\tau^2}{(\sigma_i^2+3\tau^2)}}\right] \quad \text{for } \tau \geq \tau_i \qquad (2\,.\,16)$$

$$\epsilon_e^p = \frac{\varepsilon_e^p}{\varepsilon_\gamma} = \int_0^{\epsilon_{ij}^p}\left[(d\epsilon^p)^2 + \frac{1}{3}(d\gamma^p)^2\right]^{\frac{1}{2}} \qquad (2\,.\,17)$$

مثلت نتائج حسابات المعادلات السابقة بمنحنيات وقورنت هذه النتائج النظرية مع النتائج المخبرية المستنتجة في ضوء التجربة (CT7) انظر الاشكال (٣١ الى ٤٢) .

٣ ـ التجارب المخبرية :

استخدمت في هذه التجارب اسطوانات رقيقة السماكة التي صنعت بدقة فائقة من الفولاذ الانشائي صنف (44 - 42) (σ_{ul}= 450-550 Mpa)

والمستخدم بشكل رئيسي في المنشآت المعدنية والصناعية . اخضعت هذه الاسطوانات الى اجهادات ضغط محورية حتى منطقة اللدونة المضطربة وبعدها ثبتت قيم اجهاد الضغط المحوري او التشوه المحوري او سمح

لكليهما بالتغير واخضعت العينة الى عزم فتل وتمت قياسات التشوهات المحورية والقصية بواسطة عدة طرق كهربائية متقدمة اهمها وادقها جهاز خاص قام المؤلف بتصميمه خصيصا لهذه الغاية ولم يسبق تصميمه من قبل .

صمم المؤلف ايضا طريقة جديدة ودقيقة لتثبيت العنصر الانشائي (المعرض الى جهود ضغط وفتل) بآلة التحميل الاوتوماتيكية MTS والتي تؤمن تحكم آلي كهربائي مستمر ومبرمج بالاجهادات والتشوهات انظر الاشكال (٤٣ - ٤٤) وعرضت نتائج التجارب المخبرية على شكل منحنيات متقطعة وقورنت مباشرة بالمنحنيات المحسوبة نظريا حيث تبين انه يوجد توافق شبه تام بين المنحنيات النظرية والمنحنيات المستنتجة في ضوء التجارب المخبرية انظر الاشكال (٢ الى ٤٢) .

النتائج والتوصيات المقترحة :

٤ - ١ وجدفي التجربتين (cT_5) (cT_4) والمعالجتين نظريا بالحالتين (a,6) ان القيمة البدائية لعامل القص المماسي في بداية الفتل غير حساسة لتشوهات قسوى ضئيلة ومن اجل ($z= 3 - 6 \cdot 10^{-3}$ و $= o - 0,8 \cdot 10^{-3}$) ينتج أن: $G_t = G_{el}$ وان الانخفاض الاعظمي لقيمة G_t هي ٢٥ ٠/٠ من القيمة المرنة G_{el} وهذا يؤكد على تغير عامل القص في منطقة اللدونة المضطربة تغيرا بطيئا نسبيا ولهذا السبب فان وجود منطقة اللدونة المضطربة في المادة يعتبر عملا ايجابيا في سلوك القطع الانشائية الفولاذية عند تعرضها للاحمال القصوى انظر الاشكال (٥ - ١٦) .

٤-٢- وجدفي التجربتين (cT_6) (cT_7) والمعالجتين نظريا بالحالتين (c,d) ان القيمة البدائية لعامل القص G_t في بداية الفتل حساسة تجاه اي ازدياد طفيف في تشوهات القص وتنقص قيمة G_t بسرعة تجاه ازدياد في γ حتى تصل قيمته الى ($0,2\ G_e$) وفي منطقة التماسك ذات التشوهات الكبيرة تنقص قيمة G_{el} ببطء شديد ويوصي باستعمال القيمة $G_t = 0,2\ G_{el}$ في التصميم اللدن (PLASTIC DESIGN) انظر الأشكال (١٧ الى ٣٠) .

٤ - ٣ - ان تراكب اجهاد قص عال قيمته $\tau = 0,7\sigma_Y$ مع اجهاد محوري يعادل σ_y لايخفض قيمة Gt الى نفس قيمة عامل القص G_{sh} المحسوب في تجربة الفتل الصرف ولكن تبقى قيمة Gt معادلة الى اربعة الى خمسة اضعاف قيمة Gsh وهذا يفرض علينا بان نأخذ بعين الاعتبار وبالدرجة الاولى قيمة اجهادات القص الفعلية في التصميم انظر الاشكال (٢٥ - ٢٦ - ٣٩ - الى ٤٢) .

٤ - ٤ - تبين التجربتان (Ct_4) و (Ct_5) بانه يمكن أن تصل قيمة اجهاد الخضوع الاعلى σ_{yu} الى ٢٥ ، ١ من قيمة اجهاد الخضوع الديناميكي σ_{yd} . $\sigma_{yu} = 1,25$ وان صحة قياس قيمة σ_{yu} حساسة جدا للعزوم الصغيرة والتشوهات البدائية الموجودة في العنصر قبل تطبيق الحمولة ولذلك فان قيمة اجهاد الخضوع التي يجب ان يعتمد عليها في التصميم هي قيمة اجهاد الخضوع الستاتيكي للمادة σ_{ys} .
انظر الاشكال (٥ و ١١) .

٤ - ٥ - يتبين من التجارب (T_2) , (C_2) (CT_4) ان المادة غيرمتجانسة في منطقة اللدونة المضطربة ولذلك فمن الخطأ ان نفترض ان التشوهات الموضعية للعنصر الانشائي تساوى قيمة التشوهات الوسطية المقاسة على كامل العنصر وهذه الاخيرة هي التي يجب ان تؤخذ بالاعتبار في التصميم . انظر شكل (٤) .

٤ - ٦ - ان نظرية اللدونة الموضوعة لحساب التشوهات اللدنة وعامل القص هي صحيحة وان القيمة التي يمكن ان نعتمد عليها للعامل في التصميم هي القيمة التي يبدأ فيها العامل G_t بالانخفاض بمعدل بطيء من اجل كل ازدياد في γ ولايمكن الاعتماد على القيمة البدائية للعامل G_t في بداية الفتل والسبب يعود الى أنه لاتوجد مادة خالية من العيوب والتشوهات البدائية التي ستزيد حتما من تحسس المادة في بداية الفتل وبالتالي من تخفيض قيمة G_t بسرعة . ولهذا فان تطبيق نظرية السيلان اللدنة الموضوعة لحساب تحنيب الجناح يعطي نتائج صحيحة شريطة ان تؤخذ بعين الاعتبار التشوهات الاولية الموجودة في المادة قبل تطبيق الحمولات ولن تعطي هذه النظرية نتائج صحيحة اذا لم تؤخذ تشوهات المادة بعين الاعتبار .

ان النتائج السابقة هامة جدا في تصميم وحساب المنشـــــــآت الفولاذية والمعدنية وان عدم اعطائها الاهمية الكافية يؤدي الى حـــدوث كوارث ونتائج غير مرضيــــــة • –

بالاضافة الى ان معرفة خواص الفولاذ وسلوكه الفعلي في منطقتـــي اللدونة والتماسك يحقق وفرا اقتصاديا كبيرا في التصميــــم •

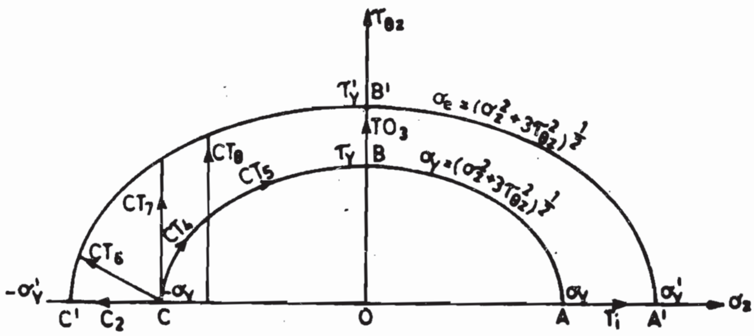

Fig 1 Loading paths

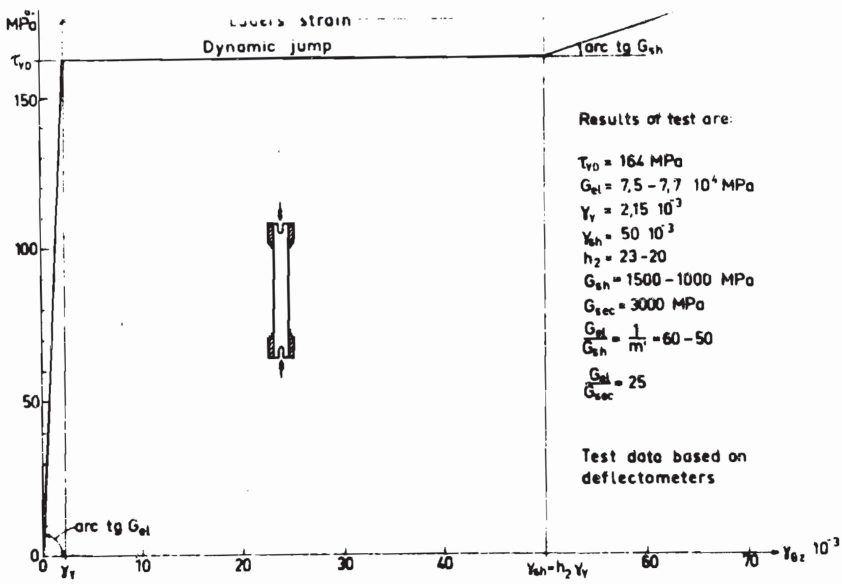

Fig. 2 Idealized shear stress-strain diagram of structural steel SIS 1312, torsion test TO_3

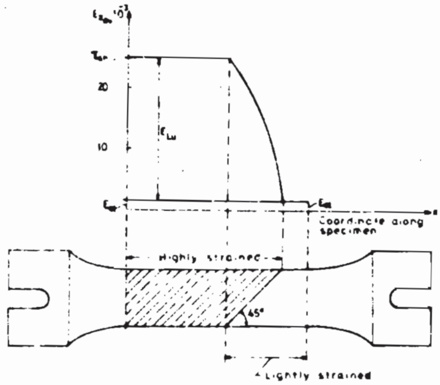

Fig 3 Formation of *Lüder's* band, test C_2, CT_7

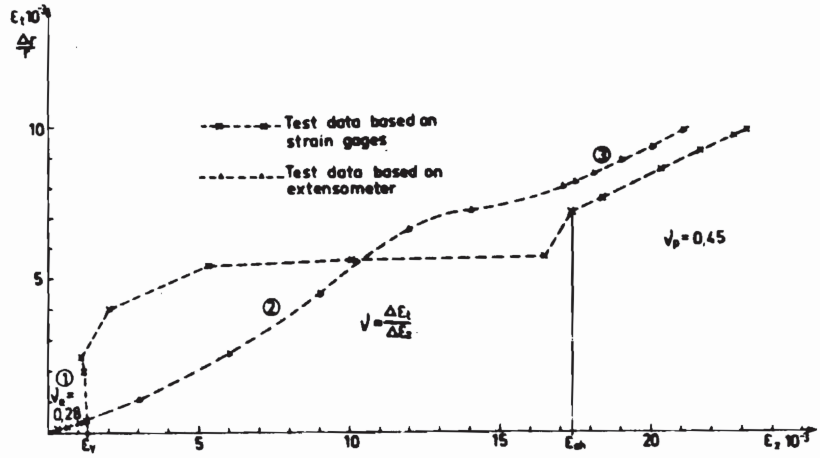

Fig 4 Tangential strain ε_t versus axial strain ε_z in the elasto-plastic and strain hardening range, tension test T_2. Structural steel SIS 1412

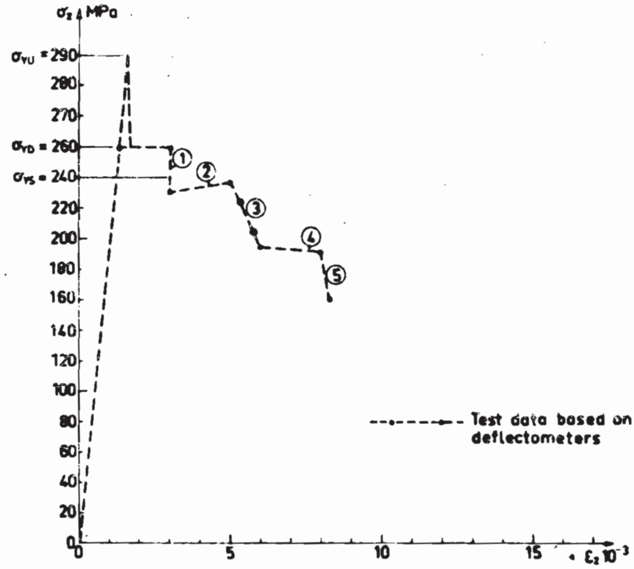

Fig 5 Axial compressive stress σ_z versus the axial strain ε_z, test CT_4
Structural carbon steel SIS 1312

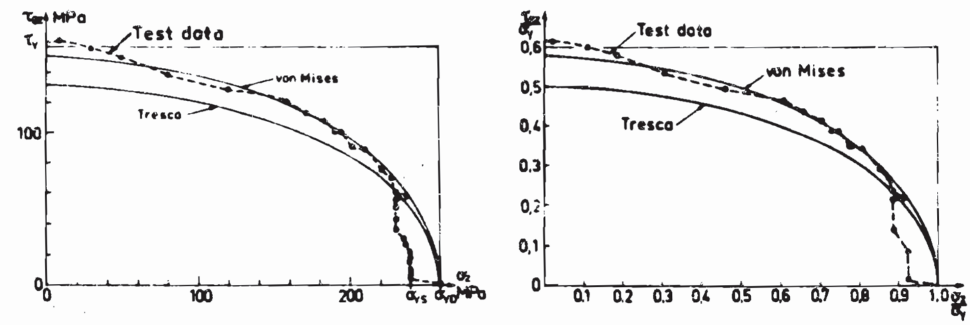

Fig 5 shear stress $\tau_{\theta z}$ versus compressive stress σ_z, for constant or increasing strain within *Lüder's* field, test CT_4. Structural carbon steel SIS 1312

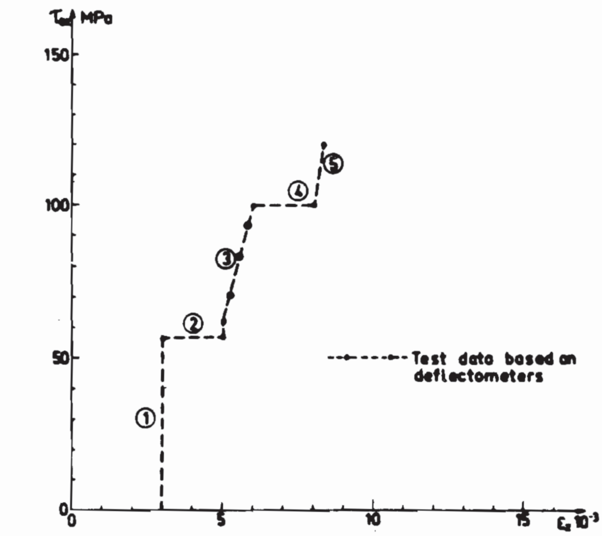

Fig 7 Shear stress $\tau_{\theta z}$ versus the axial strain ε_z, for constant or increasing strain within *Lüder's* field, tes: CT_4. Structural carbon steel SIS 1312

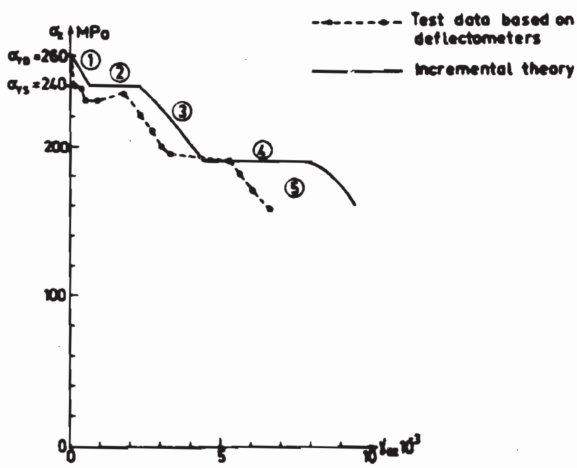

Fig 8 Axial compressive stress σ_z versus shear strain $\gamma_{\theta z}$, for constant or increasing strain within *Lüder's* field, test CT_4. Structural carbon steel SIS 1312

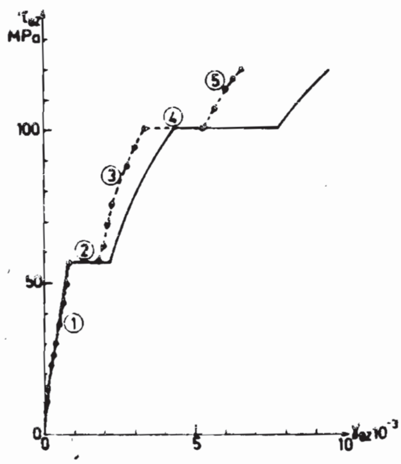

Fig 9 shear stress $\tau_{\theta z}$ versus shear strain $\gamma_{\theta z}$ for constant or increasing strain within *Lüder's* field, test CT_4. Structural carbon steel SIS 1312

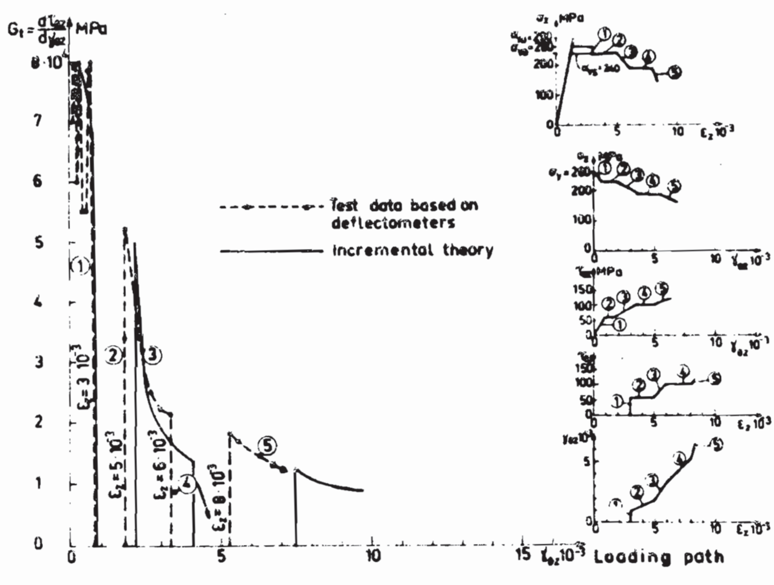

Fig 10 the tangent modulus in shear G_t versus shear strain $\gamma_{\theta z}$ for a constant or increasing axial strain within *Lüder's* field, test CT_4. Structural carbon steel SIS 1312

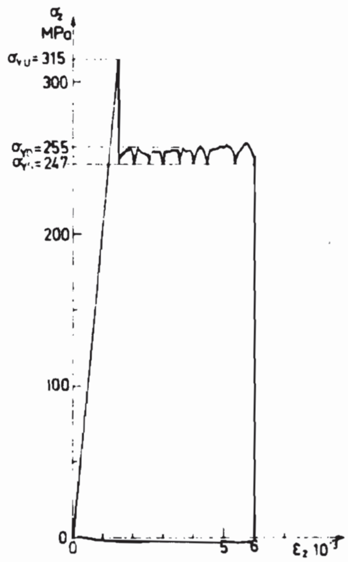

Fig 11 ne axial compressive stress σ_z versus axial strain ε_z, test CT_5.
Structural carbon steel SIS 1312

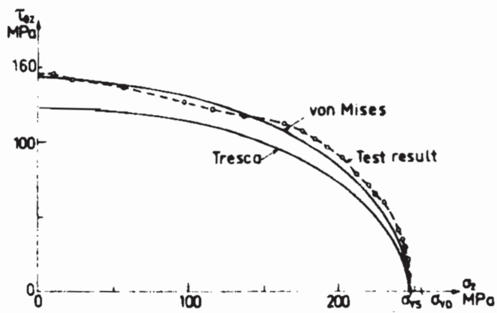

Fig 12 sRear stress $\tau_{\theta z}$ versus axial compressive stress σ_z for constant axial strain $\varepsilon_z = 6 \cdot 10^{-3}$ within *Lüder's* field, test CT_5.
Structural carbon steel SIS 1312

المـــــــــــــــراجـــــع

1- George , Samir :" Plastic Behaviour of Structural Structural Steel in Combined Compression and Torsion" . , Bulletin Nr 132 From the Division of Bulding Statics and Structural Engineering , Royal Inst. of Technology , R I T , Stockholm , October 1978 , SWEDEN

2- Drucker , D C : A Discussion of the Theories of Plasticity", Readers Forum , Journal of the Aeronautical Sciences , Vol . 16 , no . 9 , P . 567 , September 1949 .

3- Bijlaard , P P : "Theory and Tests on the Plastic Stability of Plates and Shell " , Journal of the Aeronautical Sciences , vol . 16 , no . 9 , pp . 529 - 541 , September 1949 .