Classification

Physics Abstracts

42.55R — 44.90 — 61.80B — 78.90 — 81.40

Conditions d'optimisation du traitement des matériaux métalliques par laser.

II. Illustration des possibilités ouvertes par l'analyse proposée

J. Merlin et J. Dietz (*)

INSA Lyon Bât. 502, G.E.M.P.P.M. (U.A. 341) Calvetmat, F-69621 Villeurbanne Cedex, France

(Reçu le 7 mars 1988, révisé le 18 juillet 1988, accepté le 16 août 1988)

Résumé. — Dans une 1^{re} partie nous avons proposé une analyse rationnelle des traitements laser à partir de la définition de paramètres caractérisant le faisceau et d'une modélisation analytique de l'interaction laser-matériau s'exprimant avec un formalisme original. Nous essayons de montrer ici les possibilités de cette démarche : — accès très rapide à des informations réalistes sur les évolutions des caractéristiques conditionnant les transformations microstructurales (accroissement superficiel de température, profondeur de pénétration de la chaleur...) — choix des paramètres de traitement en vue d'une application précise selon différents critères métallurgiques ou techniques, et cela sans qu'il soit nécessaire de réaliser des simulations complexes — possibilité d'aborder des solutions plus prospectives mettant en jeu des modulations du flux incident en vue de la réalisation d'un cycle thermique précis (en particulier à caractère isotherme et sur une bonne étendue spatiale) — analyse des extensions en surface et en profondeur d'une transformation microstructurale donnée, cela conduisant d'une part à des critères objectifs de vérification des différentes modélisations et d'autre part à une évaluation d'un certain nombre de grandeurs susceptibles de caractériser l'interaction laser-matériau. L'ensemble de cette démarche devrait permettre de déboucher sur la réalisation de véritables installations de « traitement laser contrôlé ».

Abstract. — In a first part we suggested a rational analysis of laser heat-treatment based on the definition of parameters characterizing the beam and on an analytical modelization of laser-material interaction using an original formalism. In this second part, we try to show the capabilities of this approach : — a fast access to realistic data on evolutions of characteristics determining microstructural transformations (temperature increase of the surface, heat penetration depth) — a choice of treatment parameters for a specific application according to various criterions (technical or metallurgical) without any complex simulation — capacities to consider more prospective solutions which use incident flux modulations in order to achieve a given thermal cycle (particularly isothermal cycles over a certain area) — an analysis of the spread in surface and in depth of a given microstructural transformation ; this analysis leads to objective criterions of validation of the modelizations on one hand and on the other hand to an evaluation of several parameters which are able to characterize the laser material interaction. This whole approach should help to develop actual « controlled laser-treatment » systems.

1. Introduction.

A partir du moment où l'énergie transportée au sein d'un faisceau laser a pu être décrite au moyen de paramètres pertinents présentant une certaine « universalité » (puissance transportée P , « rayon équivalent » r^+ , « facteur d'étalement » $g(E)$), nous avons pu montrer dans une première partie [1]

qu'une modélisation de caractère analytique devait permettre d'appréhender simplement les effets thermiques induits en volume à l'aplomb du faisceau dans un matériau soumis à un flux d'énergie superficiel quelles que soient les caractéristiques de ce flux.

Nous allons donc examiner dans cette seconde partie les possibilités ouvertes par notre approche. Nous commencerons par montrer qu'il n'est pas nécessaire de faire appel à des simulations nécessitant de grands temps de calcul pour avoir des informations réalistes sur les évolutions des tempéra-

(*) Adresse actuelle : S.I.C.N., Veurey-Voroize, F-38113, France.

tures de surface ainsi que sur l'allure des profils thermiques à l'intérieur du matériau et qu'en conséquence il est aisé de choisir des paramètres de traitement en vue d'une application précise.

Nous verrons également que notre démarche permet d'aborder des solutions plus prospectives pour lesquelles le flux énergétique incident serait modulé afin d'obtenir un cycle thermique aux caractéristiques prédéterminées. Nous nous intéresserons plus spécialement au problème de la réalisation de traitements superficiels laser de caractère isotherme et présentant une bonne homogénéité spatiale.

Enfin dans l'état actuel des techniques les seuls effets induits facilement observables étant les extensions en surface et en profondeur des zones ayant subi une transformation microstructurale particulière (fusion, transformation martensitique, recristallisation), nous nous sommes attachés à décrire les évolutions possibles de ces grandeurs dans le cadre du formalisme que nous proposons. Cela devrait permettre dans un premier temps de donner les éléments susceptibles de conduire à une vérification expérimentale du bien-fondé de notre analyse et dans un second temps cela devrait constituer un moyen d'évaluation d'un certain nombre de grandeurs caractéristiques de l'interaction laser-matériau. En effet la maîtrise et le contrôle d'une opération de traitement laser devrait passer à terme par l'établissement d'un logiciel de commande où devront être injectées de telles grandeurs afin de pouvoir pratiquer une analyse *a priori* des conditions opératoires optimales et un pilotage de l'installation.

2. Description de l'évolution thermique d'un échantillon.

Cette description est à rapprocher des analyses *a posteriori* évoquées dans la 1^{re} partie et qui ont donc pour objet d'interpréter des résultats obtenus après un traitement donné. Nous considérerons donc que le matériau est soumis à un flux énergétique P constant durant le temps d'interaction τ (ou τ^+ dans le cas d'un faisceau se déplaçant à la vitesse v). Outre P et τ , seront considérées connues les caractéristiques du matériau (géométrie compatible avec le modèle, diffusivité α et conductivité k), les caractéristiques du faisceau dans la zone d'interaction ($g(E)$ et r^+) ainsi que le rendement ρ (grandeur qui peut éventuellement être considérée comme paramètre ajustable afin d'assurer la correspondance avec un résultat expérimental donné).

2.1 DESCRIPTION DU COMPORTEMENT EN SURFACE.
A partir de ces données, il suffit de graduer en valeurs absolues le diagramme « isoflux » (Fig. 3a de la 1^{re} partie), donc de calculer t_c et ΔT_L et de situer sur ce diagramme le point de « fonctionnement ».

Exemple : Un faisceau de puissance 2 kW, issu d'une source CO₂ continue, avec une répartition

caractérisée par $g(E) = 0,9$ (répartition gaussienne légèrement diaphragmée) et $r^+ = 1$ mm, est en mouvement relatif à la vitesse $v = 100$ mm.s⁻¹ par rapport à de l'aluminium de pureté commerciale revêtu de graphite ($\alpha \approx 80$ mm².s⁻¹, $k \approx 0,2$ W.mm⁻¹.K⁻¹ et $\rho \approx 0,7$, d'après [2, 3]).

A partir des relations fournies dans la 1^{re} partie ces paramètres conduisent à :

— un temps d'interaction équivalent

$$\tau^+ = 2 r^+ g(E)/v = 18 \text{ ms},$$

— un temps critique

$$t_c = \pi r^+ g(E)^2 / 4 \alpha = 8 \text{ ms},$$

— une étendue du régime intermédiaire de $t' = 0,6$ ms à $t'' = 110$ ms.

Le temps d'interaction étant compris entre t_c et t' , l'essentiel du comportement sera descriptible par une loi en $t^{1/4}$ (comme c'est d'ailleurs très souvent le cas pour les alliages métalliques irradiés par des flux continus).

D'après les relations (4) et (12) de [1], $\Delta T_L = 2\,000^\circ$ et l'apport d'énergie correspond à un accroissement de température en surface $\Delta T_S = 1\,270^\circ$. La température de fusion de l'aluminium étant de 660°C , et l'accroissement de température équivalente à la transformation de $\approx 370^\circ$, la fusion se produira pour un accroissement de température équivalente $\Delta T_F \approx 1\,010^\circ$. La surface sera donc à l'état liquide et à une température T_S de $1\,270 - 370 + 20$ soit 920°C environ, le passage à l'état liquide se produisant pour $\Delta T = \Delta T_F = 1\,010^\circ$ c'est-à-dire après environ 7 ms d'irradiation (voir Fig. 1). En surface la vitesse moyenne de variation de la température $\bar{U} \approx \Delta T / \tau^+ \approx 900^\circ / 18 \text{ ms} \approx 5 \times 10^4 \text{ K.s}^{-1}$, par conséquent la vitesse moyenne de montée en température sera $\approx 2,5 \times 10^4 \text{ K.s}^{-1}$ tandis que la vitesse de trempe des couches superficielles portées à l'état liquide sera de l'ordre de 10^5 K.s^{-1} .

On remarquera que l'approximation dite du « solide unidimensionnel » en $t^{1/2}$ souvent admise conduirait à une température superficielle d'environ $2\,650^\circ\text{C}$; en d'autres termes cela signifie que la prise en compte de la température superficielle réelle et son injection dans un tel modèle conduirait à sous-estimer le rendement d'un facteur $\approx 0,42$ (donc à prendre $\rho = 0,3$ au lieu de 0,7). Ceci explique les réserves évoquées dans l'introduction de la 1^{re} partie au sujet des conclusions tirées par Giovanola [4] dans une situation identique.

Noter également qu'une simple variation de $g(E)$ entre 0,87 et 0,93 correspondant à la diaphragmation à $1/e$ d'une répartition gaussienne (voir annexe 1, 1^{re} partie) induirait une variation de la température superficielle entre 800 et $1\,000^\circ\text{C}$. Cela souligne l'importance de la forme de la répartition

Fig. 1. — Exemple d'évolution de la température de surface de l'aluminium avec P incidente constante (2 kW), $r^+ = 1$ mm, $v = 100$ mm.s⁻¹, $\rho = 0,5$.

[Example of the temperature variation of the aluminium surface with constant incident power P (2 kW), $r^+ = 1$ mm, $v = 100$ mm.s⁻¹, $\rho = 0.5$.]

énergétique et la nécessité de l'appréhender correctement si l'on veut une modélisation un peu réaliste.

Du fait de son caractère analytique « tridimensionnel » notre modélisation, bien que simplifiée, apporte donc des corrections non négligeables aux approches dites de solide « uni-dimensionnel » couramment pratiquées et l'on constate que la prise en compte de coefficients non linéaires peut ne constituer qu'un artifice de calcul pour adapter ces modèles à des conditions opératoires pour lesquelles ils ne sont pas prévus.

2.2 DESCRIPTION DU COMPORTEMENT EN PROFONDEUR. — L'évolution en profondeur dans le matériau à l'aplomb de l'axe du faisceau, de l'accroissement de température $\Delta T(z)$ peut être décrite par une loi du type :

$$\Delta T(z, t) = \Delta T_S(t) \sqrt{\pi i} \operatorname{erfc} (z/2 \sqrt{\alpha t})$$

(voir annexe).

Toutefois, ce formalisme étant relativement lourd à manipuler pour accéder à la profondeur maximale e_j ayant subi un accroissement de température particulier ΔT_j (ou $\Delta \tilde{T}_j$), nous utiliserons l'approximation du profil linéaire équivalent défini par ΔT_S (ou $\Delta \tilde{T}_S$) et s (où s représente la distance de propagation de la chaleur). Nous évaluerons ainsi une profondeur équivalente e_j^+ qui pourra être modulée d'un facteur correctif fonction de $\Delta T_j/\Delta T_S$ comme indiqué dans l'annexe pour accéder à e_j réelle.

Il est ainsi possible d'établir que :

$$e_j \approx e_j^+ = s(1 - \Delta T_j/\Delta T_S)$$

soit encore $e_j \approx e_j^+(t_i) = s_L[F(t_i/t_c) - \Delta T_j/\Delta T_{L(P_i)}]$ lorsque l'on travaille à P_i constante et t_i variable (c'est-à-dire temps d'interaction τ ou temps d'observation t variables).

Ainsi, en poursuivant l'exemple du paragraphe précédent, d'après les relations (6) et (12) de [1], $s_L \approx 1,4$ mm et pour le temps d'irradiation considéré, $s \approx 1$ mm. Par conséquent, si l'on s'intéresse aux profondeurs e_f sur laquelle s'est développée la fusion ($\Delta \tilde{T}_j = \Delta \tilde{T}_F = 1010^\circ$) et e_s à laquelle le solide a

Fig. 2. — Profil thermique en profondeur observable en fin de traitement ($\tau^+ = 18$ ms) avec les conditions de la figure 1.

[Thermal profile along the depth as observed at the end of the treatment ($\tau^+ = 18$ ms), same conditions as figure 1.]

atteint la température de fusion ($\Delta T_f = \Delta T_F = 640^\circ$) on trouve $e_f^+ \approx 0,2$ mm et $e_s^+ \approx 0,5$ mm, valeurs qui peuvent être respectivement corrigées d'un facteur 0,73 et 0,82 d'après l'annexe pour accéder à e_f et à e_s d'où $e_f \approx 0,15$ mm et $e_s \approx 0,4$ mm. Les profils de température correspondants sont schématisés (Fig. 2).

Notre approche permet donc également d'avoir une idée de l'étendue en profondeur d'une transformation microstructurale donnée, et nous reviendrons plus en détail sur ce point au paragraphe 4.

3. Choix de paramètres de traitement.

3.1 PRÉSENTATION DU PROBLÈME. — Nous venons de montrer la possibilité d'utiliser notre modélisation pour une description *a posteriori* des effets, il est beaucoup plus intéressant de pouvoir pratiquer la démarche inverse, à savoir définir un ensemble de paramètres, au minimum trois (r^+ , τ ou v et P), pour obtenir un résultat métallurgique donné sur un matériau donné.

On considérera α , k , ρ et $g(E)$ connus et invariants durant le traitement. Le choix des paramètres ne peut être fait que moyennant des considérations techniques, métallurgiques, géométriques voire économiques.

Les limitations techniques inhérentes à l'installation sont :

- l'excursion de la puissance d'émission : $P_{\min} \leq P \leq P_{\max}$;
- la dimension minimale du faisceau focalisé : $r^+ \geq r_{\min}^+$;
- le temps d'interaction : en faisceau fixe $\tau_{\min} \leq \tau \leq \tau_{\max}$ (durées minimale et maximale d'une impulsion), et en faisceau mobile avec une source à émission continue $\tau \geq 2 r_{\min}/v_{\max}$ (avec $v_{\max}$ vitesse relative maximale de déplacement selon la direction x).

Les autres considérations pourront prendre en compte :

- la température T_0 à atteindre en surface ou la fourchette de température (T_M , T_m) tolérée en surface ;
- la température T_e à atteindre à une profondeur e donnée (condition d'épaisseur « traitée ») ;
- l'étendue latérale d'une zone traitée ;
- la minimisation du niveau de puissance susceptible d'induire un effet donné ;
- la minimisation de la zone affectée thermiquement au-delà de la zone « traitée » ;
- l'atteinte de vitesses minimales ou maximales de chauffage ou de refroidissement en un point particulier du matériau.

Cette liste n'est pas exhaustive et certaines conditions peuvent être prépondérantes dans un cas réel. Nous allons envisager successivement quelques-unes de ces situations.

3.2 PRISE EN COMPTE DE CONDITIONS LIMITATIVES.

a) Atteinte d'un accroissement superficiel de température ΔT_0 ; d'après le paragraphe 4 de la 1^{re} partie, la condition suivante doit être satisfaite :

$$P \cdot F(\tau/t_c)/r^+ = \pi k \Delta T_0 / \rho g(E) \quad (i)$$

une infinité de triplets (P , r^+ , τ) est susceptible de convenir.

Dans le cas d'une fourchette de température tolérée, on aura :

$$\pi k \Delta T_m / \rho g(E) \leq P \cdot F(\tau/t_c)/r^+ \leq \pi k \Delta T_M / \rho g(E) \quad (ii)$$

Des considérations supplémentaires sont donc nécessaires.

b) Atteinte à une profondeur donnée e d'un accroissement de température ΔT_e donné. Cette situation correspond à celle évoquée au paragraphe 3 de la 1^{re} partie et schématisée figure 2 [1]. On aura nécessairement $\Delta T_m \geq \Delta T_e$ pour un matériau opaque au rayonnement.

A l'instant $t = \tau$, tout profil de température linéarisé passant par (e , ΔT_e) répondra à :

$$s = e \Delta T_0 / (\Delta T_0 - \Delta T_e) = s_L F(\tau/t_c)$$

avec ΔT_0 accroissement de température observé en surface. Noter que ΔT_e observé à l'instant τ correspondra au maximum de température atteint au point de cote e à partir du moment où l'une des 2 conditions $\Delta T_e \geq \Delta T_0/2$ ou $F(\tau/t_c) = 1$ sont remplies.

D'où d'après la relation (6) de [1] une condition supplémentaire :

$$r^+ \cdot F(\tau/t_c) = 2 e \Delta T_0 / [\pi g(E)(\Delta T_0 - \Delta T_e)] \quad (iii)$$

qui, combinée à (i) conduit à :

$$P \cdot F(\tau/t_c)^2 = 2 k e \Delta T_0^2 / [\pi g(E)^2 (\Delta T_0 - \Delta T_e)] \quad (iv)$$

Là encore, le choix de paramètres précis nécessite la définition de critères supplémentaires.

c) Prise en compte de critères de type économique ou technique :

On peut par exemple chercher à optimiser le traitement en évaluant la puissance minimale P nécessaire pour réaliser le traitement souhaité. Cette condition sera remplie pour $F(\tau/t_c)$ maximum et $P(\Delta T_0)$ minimum.

$$\begin{aligned}
 & F(\tau/t_c)_{\max} = 1 \rightarrow \tau = t'' \\
 & \quad = w \cdot t_c / g(E)^8 \\
 \text{et} \quad & P(\Delta T_0)_{\min} \rightarrow (\partial P / \partial \Delta T_0) = 0 \\
 & \quad \rightarrow \Delta T_0^+ = 2 \Delta T_e \\
 \text{d'où} \quad & P^+ = 8 k e \Delta T_e / \rho g(E)^2 \text{ et } s_L = 2 e \\
 & \quad \rightarrow r^+ = 4 e / \pi g(E) \\
 \text{et} \quad & \tau = 4 w e^2 / \pi g(E)^8 \alpha .
 \end{aligned} \quad (v)$$

Bien entendu, ce type d'optimisation ne peut être réalisé qu'à condition que $2 \Delta T_e \leq \Delta T_M$ toléré, et que (P, r^+, τ) soient compatibles avec les caractéristiques inhérentes à l'installation. En particulier, si $2 \Delta T_e > \Delta T_M$, les paramètres envisageables seront :

$$\begin{aligned}
 & P^+ = 2 k e \Delta T_M^2 / \rho g(E)^2 (\Delta T_M - \Delta T_e) \\
 & r^+ = 2 e \Delta T_M / \pi g(E) (\Delta T_M - \Delta T_e) \\
 \text{et} \quad & \tau = [w e^2 / \pi g(E)^8 \alpha] \times [\Delta T_M^2 / (\Delta T_M - \Delta T_e)^2] .
 \end{aligned} \quad (vi)$$

On remarquera que cette situation correspond à l'atteinte du gradient thermique maximal compatible avec la transformation désirée et que l'on doit ainsi minimiser la largeur de la zone affectée thermiquement (ZAT).

d) Prise en compte d'une vitesse « critique » de trempe :

Quelle que soit la solution retenue, les puissances déduites de (v) ou (vi) correspondront à une puissance limite P_L^+ et donc à l'atteinte du régime stationnaire ; il leur sera associée en surface une vitesse moyenne de variation de température limite $\tilde{U}_L^+$, $\tilde{U}_L^+ = \Delta T_0 / t_c$ c'est-à-dire :

$$\pi \alpha \Delta T_e / 2 e^2 \text{ ou } (\pi \alpha / e^2) \times [(\Delta T_M - \Delta T_e)^2 / \Delta T_M]$$

valeur à laquelle correspondra à une profondeur e une vitesse de refroidissement $\tilde{U}_{R_e} \approx 2 \tilde{U}_L^+$. $\Delta T_e / \Delta T_0$, pour $e \leq s/2$.

Pour un certain nombre de transformations $\tilde{U}_R$ doit dépasser une certaine vitesse minimale U_m (vitesse « critique » de trempe). Soit $\Omega = U_m / \tilde{U}_{R_e}$; si $\Omega \leq 1$, les paramètres de traitement trouvés conviennent, si $\Omega > 1$, il est nécessaire de reconsidérer le choix de P, r^+, τ de manière à obtenir $\Omega = 1$. Cela impose de modifier τ/t_c afin d'avoir $F(\tau/t_c) = 1/\Omega$, ce qui implique :

$$\begin{aligned}
 & P^+ = P_{(v) \text{ ou } (vi)} \cdot \Omega^2 \text{ d'après (iv)} \\
 & r^+ = r_{(v) \text{ ou } (vi)}^+ \cdot \Omega \text{ d'après (iii)}
 \end{aligned} \quad (vii)$$

enfin τ pourra être évalué à partir de $t_c = f(r^+)$ et $F(\tau/t_c) = 1/\Omega$.

Nota : A la notion de vitesse moyenne $\tilde{U}$, pour nombre d'applications à caractère métallurgique, il serait préférable de substituer la notion de vitesse de passage U_u^v sur un intervalle de température $T_u - T_v$ (par exemple dans le cas de la trempe martensitique des aciers, la vitesse de passage au refroidissement entre 700 et 300 °C). Notre approche permet d'accéder à de telles grandeurs, toutefois pour ne pas trop alourdir la présente étude nous nous limiterons ici aux $\tilde{U}$ qui permettent d'évaluer les ordres de grandeurs des vitesses de chauffage et de refroidissement.

3.3 EXEMPLE DE DÉTERMINATION DE PARAMÈTRES DE TRAITEMENT. — Pour illustrer la démarche proposée nous allons traiter un exemple correspondant à la réalisation de la trempe martensitique sur 0,5 mm de profondeur sur un acier à 0,1 % de carbone avec une installation laser avec les contraintes suivantes :

- laser CO_2 continu $200 \text{ W} < P < 2 \text{ kW}$, $g(E) = 0,9$ et $r_{\min}^+ = 0,1 \text{ mm}$,
- vitesse de déplacement du faisceau $0,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1} \leq v \leq 300 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,
- caractéristiques du matériau (d'après [2, 3, 5]).

• thermiques :

$$\alpha \approx 10 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1} \text{ et } k = 0,05 \text{ W} \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} ,$$

• métallurgiques :

$$\text{austénitisation} \rightarrow \Delta T_e = 860^\circ ,$$

$$\text{pas de fusion en surface} \rightarrow \Delta T_M \approx 1500^\circ ,$$

$$\text{une vitesse de trempe } U_m \geq 5 \times 10^4 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1} ,$$

— absorption avec revêtement graphite : $\rho \approx 0,5$.

Etant donné que $\Delta T_M < 2 \Delta T_e$, on doit utiliser les relations (vi) d'où :

$$P^+ \approx 430 \text{ W} , r^+ \approx 0,83 \text{ mm} , \tau \approx 0,61 \text{ s}$$

et

$$v = 2 g(E) r^+ / \tau \approx 2,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1} .$$

Ces paramètres sont compatibles avec les caractéristiques de l'installation et ils conduiraient à $\tilde{U}_L^+ \approx 35 \times 10^3 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$, soit $\tilde{U}_{R_e} \approx 4 \times 10^4 \text{ K} \cdot \text{s}^{-1}$; on n'obtient donc pas la vitesse de trempe désirée et $\Omega = 1,25$, d'où d'après (vii) :

$$\begin{aligned}
 - P_{\text{optimal}} & \approx 670 \text{ W et } r_{\text{optimal}}^+ \approx 1,05 \text{ mm} \rightarrow \\
 & \rightarrow t_c \approx 0,07 \text{ s et } s_L \approx 1,46 \text{ mm} .
 \end{aligned}$$

Par ailleurs $F(t'/t_c) = g(E)^4 / w^{1/2} = 0,27$ et $F(\tau_{\text{opt}}/t_c) = 1/\Omega = 0,8$ cela signifie que le temps τ_{opt} sera compris entre t' et t'' donc qu'il faut adopter pour F une loi du type $F(\tau_{\text{opt}}/t_c) =$

$(g(E)^2/w^{1/4}) \cdot (\tau_{\text{opt.}}/t_c)^{1/4}$, d'où : $\tau_{\text{opt.}} = 6 t_c \approx 0,42 \text{ s} \rightarrow v_{\text{opt.}} = 4,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$. Cet ensemble de paramètres est parfaitement compatible avec l'installation, et en admettant que la Z.A.T. corresponde à l'atteinte de l'isotherme 700°C , sa largeur sera de $1,46 \cdot (860-700)/1\,500 \approx 0,17 \text{ mm}$.

Cet exemple, ainsi que les diverses conditions imposées n'a, bien sûr, aucune valeur de généralité, toutefois il souligne la complexité du choix des paramètres, du fait de leur imbrication. C'est ce qui explique qu'il est difficile, voire impossible de trouver une corrélation simple entre un paramètre donné et un effet (comme cela a été évoqué dans l'introduction de la 1^{re} partie au sujet de l'échec relatif des approches purement phénoménologiques [6, 7]) ; tout au plus peut-on tracer des abaques comme l'ont fait Ashby [5] et La Rocca [8] ou encore établir un logiciel d'optimisation des paramètres de traitement avec introduction d'une hiérarchisation entre les différentes conditions. Les différentes relations que nous proposons doivent permettre cela sans qu'il soit nécessaire de faire appel à des simulations complètes de l'intégralité des champs thermiques comme cela est parfois envisagé [9].

4. Cas particulier de la réalisation d'un traitement homogène et isotherme.

4.1 POSITION DU PROBLÈME. — A partir des éléments dégagés dans la 1^{re} partie nous allons chercher à définir les conditions à remplir pour obtenir un traitement superficiel présentant une certaine homogénéité spatiale (identité du cycle thermique suivi sur une étendue de diamètre ϕ_H et dans une épaisseur e_H) et ayant un caractère isotherme dans toute cette zone.

D'un point de vue fondamental un tel traitement serait intéressant car il permettrait de faciliter l'étude des mécanismes gouvernant les transformations microstructurales réalisées dans des conditions extrêmes ; toutefois certaines applications pratiques ne sont pas non plus exclues.

Une certaine homogénéité spatiale nous paraît indispensable pour que l'analyse des effets induits puisse porter sur une quantité de matière suffisante d'une part pour que les phénomènes ne soient pas faussés (par exemple, pour suivre un phénomène de recristallisation il ne faut pas que la taille de la zone traitée devienne de l'ordre de celle des sous-grains) et d'autre part, pour que le caractère statistique inéluctable des phénomènes mis en œuvre soit conservé. Ce type de considération est assez nouveau pour le métallurgiste qui a l'habitude d'appréhender des effets à caractère beaucoup plus macroscopique.

L'isothermicité est indispensable pour découpler les paramètres temps et température et donc pour accéder à la compréhension des mécanismes de

base ; cela est par contre bien connu du physicien du métal.

L'homogénéité et l'isothermicité absolues ne peuvent évidemment pas être atteintes, il faut donc définir des critères vis-à-vis de ces notions. Nous admettrons qu'une zone est traitée de manière homogène à partir du moment où en tout point de cette zone (de diamètre ϕ_H et d'épaisseur e_H) la température maximale T atteinte ne fluctuera pas de plus de 5 % (c'est-à-dire qu'un écart de 10 % est toléré entre T_M et T_m comme défini au paragraphe 3 de la 1^{re} partie [1]). Un traitement sera considéré isotherme à partir du moment où le temps de maintien t_I dans cet intervalle de température $T_M - T_m$ sera au moins 10 fois plus grand que les temps de montée et de descente en température entre $T/10$ et T .

Avec des moyens classiques (par exemple traitement isotherme en bains de sels fondus) il n'est pas concevable de descendre en dessous de quelques secondes de traitement. L'usage de sources laser permet d'espérer un gain de plusieurs ordres de grandeurs et par conséquent l'accès aux prémices d'un certain nombre de phénomènes métallurgiques (les phénomènes dits de « germination » d'une manière générale). Il est possible d'envisager de travailler soit en faisceau fixe, soit en faisceau mobile, nous considérerons successivement les deux situations.

4.2 TRAITEMENT « HOMOGÈNE » EN FAISCEAU FIXE. Le diamètre et la profondeur sur lesquels le traitement peut être considéré comme homogène (ϕ_H et e_H) sont fonction du régime d'échange de température et des caractéristiques de la répartition d'énergie. Nous avons pu montrer (voir l'annexe) que ces grandeurs pouvaient être évaluées :

— dans le régime « permanent » par $\phi_H \approx r^+$ et $s_H = 7\% \cdot s_L \approx 10\% \cdot r^+$ et cela à peu près indépendamment de la forme de la répartition d'énergie.

— dans le régime « transitoire » par $\phi_H \approx 2(E)^{2/4} r^+$ (avec E « étalement » moyen défini dans [1]) et $e_H = 7\% \cdot s \approx 10\% \sqrt{\alpha t}$; l'influence de la répartition d'énergie est donc particulièrement nette dans ce régime.

Ces relations approchées soulignent bien sûr que l'étendue de la zone d'homogénéité est directement proportionnelle aux dimensions du faisceau. Elles montrent également qu'une répartition homogène est particulièrement intéressante dans le régime transitoire et qu'au contraire, plus le facteur d'étalement est faible et plus on a intérêt à travailler dans le régime permanent, avec la réserve supplémentaire que la zone d'homogénéité sera de toute façon d'autant plus étendue que le faisceau présentera un étalement proche de 1.

D'après l'évolution temporelle de la température

pour un matériau soumis à un flux d'énergie constant (voir schéma Fig. 3a), le caractère d'isothermicité ne peut évidemment être satisfait que si la durée t_T du traitement permet de se situer nettement dans le régime permanent. Plus précisément il est nécessaire que $t_T > 10 t''$ où t'' correspond à la fin du régime « intermédiaire » défini dans [1]. Cela signifie pratiquement $t_T > 50$ à $100 t_c$ selon que la répartition est homogène circulaire ou plus ou moins gaussienne.

Pour accéder à des temps de traitement isotherme courts il faut avoir t_c le plus faible possible ; t_c étant proportionnel à r^{+2} , il y aura un compromis à trouver pour pouvoir satisfaire simultanément une condition d'homogénéité spatiale d'extension minimale. L'utilisation de ce régime permet donc des temps de traitement ne pouvant se situer que dans un intervalle de 0,1 s à quelques secondes ou sur des dimensions trop modestes pour présenter un intérêt métallurgique. De ce point de vue l'utilisation des traitements laser est donc beaucoup plus limitée que ce que l'on pouvait escompter.

Comme il est également évident que l'application d'un échelon de flux d'énergie n'est absolument pas

susceptible de conduire à un traitement à caractère isotherme dans les régimes transitoires et intermédiaires, pour avoir un ΔT sensiblement constant, c'est-à-dire un échelon de température sur une durée courte, il devient donc nécessaire de travailler avec des flux variables. Bien que les conditions aux limites soient un peu différentes l'analyse proposée dans [1] permet d'aborder cette situation schématisée figure 3b et qui correspond à une variation continue de la puissance d'émission de la source, se rapprochant de la situation dite « pseudo-isotherme » de la 1^{re} partie.

L'obtention rigoureuse d'un échelon de température est irréaliste puisqu'il serait nécessaire de communiquer initialement au matériau une densité de puissance infinie, et que par ailleurs la loi de puissance $P(t)$ devrait être modifiée selon les paramètres de traitement et le matériau. Toutefois il est possible de rechercher des conditions de variations discrètes de la puissance susceptibles de conduire à un respect des critères d'isothermicité. C'est-à-dire raisonner en considérant une succession de situations « isoflux ». Une telle approche semble montrer que le découpage de la durée de traitement t_T en dix

Fig. 3. — Variation de la puissance d'émission (avec faisceau fixe et rayon constant) et évolution corollaire de la température de surface.

[Variation of the emitted power (stationary beam and constant radius) and corresponding variation of the surface temperature.]

intervalles égaux durant lesquels est appliqué un flux de puissance de niveau variant en escalier d'un intervalle de temps au suivant est susceptible de conduire à un traitement isotherme à 10 % près (voir schéma Fig. 3c). Les niveaux de puissance se déduisent des relations issues de (13) et données dans la 1^{re} partie :

— le niveau initial P_1 est calculé à partir de ΔT et $t_1 = t_T/10$,

— le niveau final est déterminé par le temps de traitement t_T et par ΔT ,

— les valeurs intermédiaires sont évaluables par approximations successives.

Cette démarche fait ressortir qu'une source de puissance maximale déterminée sera seulement susceptible d'induire, en cycle isotherme de durée $t_T < t_C$, des températures maximales 3 à 4 fois plus faibles que celles atteintes durant le même laps de temps sous flux constant.

La réalisation de traitements homogènes isothermes passe donc par l'emploi de sources de grandes puissances avec modulation de la puissance d'émission en cours de traitement (c'est-à-dire sur les durées allant de 10^{-4} à 1 s). De telles sources sont encore peu répandues sur le marché bien que de telles possibilités aient déjà été envisagées depuis quelques années [10] et que techniquement la réalisation de variations de puissance en « escalier » soit tout à fait concevable.

4.3 TRAITEMENT « HOMOGÈNE » EN FAISCEAU MOBILE. — La génération d'une surface étendue, ou d'une bande, traitée de manière homogène et isotherme est beaucoup plus délicate à concevoir techniquement, bien que théoriquement le problème soit similaire au précédent.

En effet la nécessité d'une dépendance temporelle du flux d'énergie incident, associée au mouvement relatif faisceau-pièce impose que ce soit la répartition d'énergie qui présente une distribution spatiale d'allure « symétrique » à celle définie temporellement et d'étendue fonction de la vitesse relative v . De cette manière un point donné du matériau verra

évoluer au cours du temps la densité de puissance qu'il reçoit d'une façon similaire à celle définie au paragraphe précédent (Fig. 4). En conséquence, il sera pratiquement nécessaire de réaliser autant de dispositifs optiques de mise en forme du faisceau que de conditions de traitement imposées.

Cela paraît tout à fait utopique dans l'état actuel de la technique bien qu'une approche de ce type ait déjà été ébauchée par superposition de deux sous-faisceaux homogènes rectangulaires conduisant à une répartition étagée à deux niveaux [11]. En ce qui concerne la transformation microstructurale recherchée et les effets induits (en l'occurrence une augmentation de la profondeur de durcissement d'un acier après trempe superficielle martensitique), des modifications notables ont ainsi pu être mises en évidence.

Nous avons en effet jusqu'à maintenant raisonné uniquement sur l'évolution temporelle de la température de surface, or bien entendu l'évolution des profils thermiques en profondeur est différente en régime transitoire selon que l'on travaille en condition « isoflux » (voir Fig. 5a) :

— gradient $\gamma = \text{Cte}$ (voir 1^{re} partie), $s = \sqrt{\pi \alpha t}$;

ou en condition « isotherme » (voir Fig. 5b) :

— gradient γ' continuellement décroissant, $s' = 4\sqrt{\alpha t/\pi}$ (d'après [12]), et régime stationnaire plus rapidement atteint.

Cela a pour conséquence que le temps de maintien t des couches superficielles au-dessus d'une température T_i sera plus grand si l'on travaille en condition « isotherme ». D'où une augmentation des possibilités de remise en solution pour les matériaux multiphasés, les dimensions maximales des précipités susceptibles d'être redissous étant de l'ordre de $\sqrt{Dt}$ (avec D coefficient de diffusion inter-atomique pour les espèces concernées).

L'approfondissement d'études dans ce domaine serait donc tout à fait susceptible d'avoir des retombées pratiques et seules des difficultés techniques de réalisation pourraient freiner leur développement.

Fig. 4. — Modulation spatiale de la densité de puissance pour réaliser un traitement « isotherme » en faisceau mobile.
[Spatial modulation of the power density to realize an « isothermal » treatment with a moving beam.]

Fig. 5. — Evolution du profil thermique à l'aplomb du faisceau : a) condition « isoflux », b) condition « isotherme ».

[Thermal profile variation straight below the beam : a) « isoflux » condition, b) « isothermal » condition.]

Ces quelques considérations montrent les possibilités ouvertes par la modulation des cycles thermiques au cours d'un traitement laser et comment notre approche permet d'aborder relativement simplement ce problème. Elles font également ressortir le couplage temps-température-espace qui conditionne la maîtrise des traitements lasers et nécessite à notre avis de pouvoir agir en temps réel sur les caractéristiques du faisceau dans la zone d'interaction.

5. Analyse expérimentale de l'étendue des transformations microstructurales.

5.1 POSITION DU PROBLÈME. — L'idéal serait d'avoir directement accès aux champs thermiques mais cela reste très délicat, voire impossible, en particulier en profondeur ; par contre, si l'on dispose d'un indicateur constitué par une transition de phase se produisant à une température ΔT_j donnée et n'étant pas affectée par la vitesse de montée en température (la fusion par exemple), pour un ensemble de paramètres P , r^+ , $g(E)$, τ , ρ , α et k , il est possible de définir la position des isothermes ΔT_j en surface (diamètre transformé ϕ_j) et en profondeur (épaisseur transformée e_j) ainsi que le rapport $\omega_j = \phi_j/e_j$.

Comme nous le verrons dans la suite, il est

particulièrement intéressant d'étudier pour des valeurs discrètes de r^+ , τ et du facteur $(k \Delta T_j / \rho)$ les évolutions de e_j , ϕ_j et j en fonction de P . En effet l'étude expérimentale de ces grandeurs devrait permettre dans un premier temps une validation du modèle proposé et dans un second temps devrait donner un accès indirect à certains paramètres (r^+ , $g(E)$), ainsi qu'à différentes grandeurs caractéristiques introduites dans le modèle (P_L , s_L ...). Dans la suite pour ne pas alourdir trop le formalisme nous raisonnerons essentiellement sur les profils linéaires équivalents, les corrections éventuelles à apporter étant exposées en annexe.

5.2 ÉTUDE DE L'ÉVOLUTION DE LA PROFONDEUR TRANSFORMÉE. — Pour cela nous allons repartir de la relation entre e_j , ΔT_j , s et ΔT_s pour P et τ donnés, toutes les autres grandeurs étant supposées connues (voir annexe) :

$$e_j \approx s(1 - \Delta T_j / \Delta T_s).$$

a) Analyse à P_i donnée, en fonction de l'instant d'observation t_i . — (c'est-à-dire pratiquement du temps d'interaction τ) :

Puisque l'on travaille à P_i constante et t_i variable, il est possible d'écrire $s = s_L \cdot F(t_i/t_c)$ et $\Delta T_s = \Delta T_L \cdot F(t_i/t_c)$, donc de modifier (i) (voir Fig. 6a) :

$$e_j(t_i) = s_L [F(t_i/t_c) - (\Delta T_j / \Delta T_L)]. \quad (\text{viii})$$

Cette relation permet deux extrapolations intéressantes (Fig. 6b) :

— pour $t_i \rightarrow \infty$, $e_j \rightarrow e_{jL}$ (Fig. 6b).

$$e_{jL} = s_L [1 - (\Delta T_j / \Delta T_L)] = s_L [1 - (P_{Lj} / P_i)] \quad (\text{ix})$$

où P_{Lj} est la puissance minimale qui permet d'atteindre ΔT_j en surface ;

— pour $t_i = t_0$, $e_j = 0$ (Fig. 6b), d'où

$$F(t_0/t_c) = \Delta T_j / \Delta T_L = P_{Lj} / P_i = 1 - (e_{jL} / s_L). \quad (\text{x})$$

Par ailleurs, si e_{jL} est connue (viii) peut s'exprimer :

$$F(t_i/t_c) = 1 - [e_{jL} - e_j(t_i)] / s_L. \quad (\text{xi})$$

En conséquence si l'on a un faisceau de caractéristiques r^+ et $g(E)$ connues, s_L est définie et il devient possible à partir de l'évolution de e_j en fonction de τ d'accéder expérimentalement à F en fonction de t_i sur un matériau aux caractéristiques thermiques non connues.

Quatre cas peuvent se présenter :

1) Si $F > 1$, le modèle n'est pas applicable, ce qui peut résulter soit d'une épaisseur insuffisante du matériau qui tend à se comporter en plaque mince, soit d'un apport d'énergie non superficiel : transparence du matériau vis-à-vis du rayonnement, mouvements convectifs ou phénomène de « trou de serure ».

Fig. 6. — Evolution au cours du temps pour une puissance incidente P_i donnée : a) des profils équivalents, b) de l'épaisseur transformée, c) de la fonction F déduite de l'expérience.

[Temporal variation with a given incident power P_i : a) equivalent profiles, b) transformed thickness, c) F function as experimentally deduced.]

2) Si $F = 1$, le régime thermique est « stationnaire » ; le temps n'intervient plus, ni la quantité d'énergie apportée.

3) Si $0,5 < F < 1$, la loi la plus probable pour décrire $e_j(t_i)$ sera l'approximation en $t_i^{1/4}$; en reprenant la seconde expression de la relation (13) de la première partie il est possible de modifier (xi) et d'obtenir :

$$1 - [e_{jL} - e_j(t_i)]/s_L = (4\alpha/\pi w)^{1/4} \cdot g(E)^{3/2} t_i^{1/4} / r^{+1/2} \quad (\text{xii})$$

La représentation de $1 - [(e_{jL} - e_j)(t_i)]/s_L$ en fonction de $t_i^{1/4}$ est donc une droite dont la pente permet d'accéder à α et l'extrapolation à 1 d'accéder à t'' , donc à t_c ainsi qu'à α (Fig. 6c).

4) Si $F < 0,5$, la loi la plus probable est alors la loi asymptotique en $t_i^{1/2}$. Un raisonnement similaire au précédent utilisant (xi) et la troisième expression de la relation (13) de [1] permettra aussi d'accéder à α et t_c (Fig. 6c).

Le temps caractéristique t_c étant déterminé, l'estimation de t_0 permettra d'évaluer $F(t_0/t_c)$ puis de déduire P_{L_j} grâce à (ix) et enfin le facteur $k \Delta T_j / \rho$ en utilisant la relation (5) de [1].

b) *Analyse à τ constant, en fonction de P .* — Cette situation a pour corollaire l'invariabilité de s , ΔT_s étant toujours proportionnel à P ; τ sera ici un paramètre qui ne prendra que des valeurs discrètes, la variable sera P .

Soit $P_{\min}$, la puissance minimale nécessaire pour atteindre en surface une valeur particulière ΔT_j au bout du temps τ (voir Fig. 7a). En raison de la proportionnalité entre ΔT_s et P , pour toute puissance différente, la relation $\Delta T_j / \Delta T_s = P_{\min} / P$ sera vérifiée. Nous sommes d'autre part dans une situation « pseudo-isotherme » donc $P_{L_j} / P_{\min} = F(\tau/t_c)$; ces deux derniers résultats peuvent être introduits dans la relation (14) de [1], d'où :

$$e_j = s[1 - P_{L_j}/(P \cdot F(\tau/t_c))] ; \quad (\text{xiii})$$

par ailleurs, à P donnée, la relation $s = s_L \cdot F(\tau/t_c)$ peut être écrite pour toute valeur de τ donc :

$$e_j = s_L[F(\tau/t_c) - (P_{L_j}/P)] \quad (\text{xiv})$$

et finalement,

$$1/P = (1/P_{L_j}) \cdot [(F(\tau/t_c) - (e_j/s_L))] \quad (\text{xv})$$

Remarquons que la représentation $1/P = f(e_j)$

Fig. 7. — a) Evolution du profil de température avec la puissance incidente P_i pour un temps d'éclairement τ_i donné. b) Représentation de l'inverse de la puissance incidente en fonction de l'épaisseur transformée pour des valeurs τ_i données. c) Même représentation qu'en b) avec 2 transformations impliquant 2 températures caractéristiques distinctes : ΔT_{j1} et ΔT_{j2} — (e_M extrapolée pour $P \rightarrow \infty$ est indépendante de ΔT_j et ne dépend que de τ_i).

[a] Variation of the thermal profile with the incident power P_i for a given lighting time τ_i . b) Representation of inverse of incident power variations with transformed thickness for several values of τ_i . c) Same as b) with 2 transformations involving 2 distinct transformation temperatures : ΔT_{j1} and ΔT_{j2} — (e_M deduced with $P \rightarrow \infty$ is independent of ΔT_j and depends only of τ_i).

est du point de vue du formalisme mathématique l'homologue du profil thermique en profondeur, et constitue donc un moyen de visualisation de son allure. De plus, cette représentation permet deux extrapolations (Fig. 7b) :

— pour $P \rightarrow \infty$, $1/P \rightarrow 0$,

$$e_j \rightarrow e_{M(\tau)} = s_L \cdot F(\tau/t_c),$$

et comme τ et les autres paramètres sont connus, $F(\tau/t_c)$ est calculable donc s_L déterminable. Il est aussi possible expérimentalement de faire tendre τ vers l'infini, en prenant soin de respecter les conditions d'application du modèle, pour $\tau \rightarrow \infty$, $e_{M(\tau)} \rightarrow s_L = \pi g(E) r^+ / 2$ (Fig. 7a) ;

— pour $e_j \rightarrow 0$, on accède à $P_{min}(\tau) = P_{Lj}/F(\tau/t_c)$, et comme précédemment pour $\tau \rightarrow \infty$, $P_{min}(\tau) \rightarrow P_{Lj}$.

Notons enfin que dans cette représentation : — $1/(P_{min} \cdot e_M)_{(\tau)}$ constitue la pente de la droite et vaut toujours $-1/(P_{Lj} \cdot s_L)$, indépendamment de $F(\tau/t_c)$.

Les valeurs expérimentales de P_{Lj} et s_L étant déterminées, il est possible de démontrer à partir des relations (5) et (6) de [1] que :

$$\left. \begin{aligned} P_{Lj} \cdot s_L &= \pi^2 k r^{+2} \Delta T_j / 2 \rho \\ P_{Lj} / s_L &= 2 k \Delta T_j / \rho g(E)^2 \end{aligned} \right\} \quad (xvi)$$

Ces relations soulignent que la grandeur $k \Delta T_j / \rho$ caractéristique de la transformation, du matériau et du coefficient d'absorption, peut être expérimentalement déterminée si r^+ et $g(E)$ sont connus ; inversement, r^+ et $g(E)$ pourront être mesurés si un indicateur convenable est utilisé (c'est-à-dire $k \Delta T_j / \rho$ connu).

Pour un essai donné, il est concevable d'avoir simultanément plusieurs transformations ayant des températures caractéristiques ΔT_{j1} , ΔT_{j2} , ... Il faut alors noter que τ étant fixé, e_M , extrapolée pour $P \rightarrow \infty$, est indépendante de la transformation et que seule $1/P_{min}$ change (voir Fig. 7c).

5.3 ÉTUDE EN SURFACE DE L'ÉVOLUTION DU DIAMÈTRE TRANSFORMÉ ϕ_j . — Soit un profil en coupe situant l'isotherme ΔT_j (Fig. 8). En admettant l'égalité des gradients thermiques en surface et en profondeur, il est possible de définir les trois points A, O et A' devant avoir sensiblement la même température ΔT_0 . En d'autres termes cela signifie que la température varie peu entre A et A' donc $AA' \simeq \phi_H$, zone superficielle sur laquelle la température peut être considérée homogène que nous avons définie au paragraphe 4 et en annexe. On peut donc écrire $\phi_j \simeq 2 e_j + \phi_H$, et nous avons vu que ϕ_H varie de façon complexe en régimes transitoire et intermédiaire mais tend vers une valeur unique,

apport superficiel d'énergie ; la limite inférieure de ce rapport étant de 2,64 et ceci pour un faisceau homogène circulaire ($g(E) = 1$). Pratiquement, en traitement par passes successives, avec les zones de recouvrement nécessaires, cela signifie qu'il est au plus possible d'avoir une épaisseur traitée égale à la moitié de la largeur efficace traitée par passe.

5.5 BILAN DE L'ANALYSE DES EXTENSIONS DE TRANSFORMATIONS INDUITES. — Notre modélisation associée à une analyse expérimentale rationnelle devrait donc permettre de dépasser le simple stade des descriptions phénoménologiques des effets induits après un traitement laser. Il y a dorénavant des critères objectifs de vérification de notre approche (ou éventuellement d'une autre), qui ne se limiteront pas à des ajustements de paramètres mais qui doivent correspondre à des mises en évidence de faits expérimentaux précis : par exemple pour des temps d'interaction très grands la largeur de la zone traitée doit tendre vers une dimension de l'ordre du rayon équivalent r^+ du faisceau lorsque l'épaisseur de cette zone tend vers 0, et cela indépendamment du type de répartition. Nous avons nous-mêmes entrepris dans cet esprit quelques études expérimentales sur la fusion de l'aluminium pur et repris l'analyse de certains travaux publiés (pour cela il est nécessaire de disposer d'informations précises et complètes sur l'ensemble du mode opératoire ce qui est malheureusement très rare). Les premiers résultats obtenus sont très encourageants [2, 13, 14]. Ces analyses peuvent aussi permettre de qualifier une installation à partir d'une transformation microstructurale connue mais surtout dans le cas du travail avec des conditions opératoires maîtrisées (en particulier r^+ et $g(E)$) elles doivent permettre d'accéder aux caractéristiques utiles de l'interaction rayonnement-matériau pour une transformation microstructurale donnée sur un matériau donné, même si leurs caractéristiques thermodynamiques et thermiques sont mal connues. En effet dans un premier temps l'étude à $P = \text{Cte}$ de $e_j = f(\tau)$ doit permettre de situer les différents régimes et donc de définir α et t_c ensuite en se plaçant dans le régime stationnaire ($\tau \gg t_c$), l'évolution de e_j avec $1/P$ doit permettre de remonter à P_{Lj} et donc au gradient de puissance apparent $k \Delta T_j / \rho$, grandeur que l'on peut utiliser sans chercher à séparer les 3 paramètres. A partir de ces études expérimentales et de notre modélisation on a donc en principe tous les éléments permettant de décrire ou de prévoir des comportements durant un traitement laser à caractère superficiel.

6. Conclusion générale.

Dans les 2 parties de cette étude ont été définis un certain nombre d'éléments devant être pris en compte pour accéder à une véritable maîtrise des

traitements thermiques par laser. Il nous paraît ainsi indispensable :

- d'avoir des sources stables et un faisceau aux caractéristiques parfaitement connues,
- de posséder un minimum de connaissances sur les caractéristiques thermodynamiques et thermiques du matériau traité, ainsi que sur le couplage rayonnement-matériau,
- de pouvoir pratiquer une analyse *a priori* des phénomènes et d'avoir des modèles de comportement prévisionnel performants tout en restant simples et souples d'emploi,
- d'avoir toujours présent à l'esprit le couplage obligatoire : temps-température-espace, lors d'un traitement laser.

Nous avons essayé de proposer des solutions ou au moins des voies de recherches pour la plupart de ces problèmes.

Nous estimons que d'ores et déjà il doit être possible de définir des conditions opératoires au moyen d'un nombre restreint de paramètres pertinents, qu'il serait sans doute encore utile de préciser, mais qui devraient être systématiquement mentionnés dans toute publication à caractère scientifique de manière à ce que tout fait réjété puisse être reproduit ou comparé valablement à d'autres résultats.

La démarche que nous proposons est également susceptible de conduire à la définition de schémas de traitements permettant l'optimisation d'un traitement laser.

Il nous semble pourtant que cela ne constitue que la première étape d'un processus qui devrait déboucher sur les traitements laser « contrôlés » (par analogie avec certaines opérations telles le « laminage contrôlé » pour lesquelles la démarche adoptée nous paraît tout à fait transposable). Cela passera par le suivi en temps réel des caractéristiques du faisceau et des effets induits (en particulier de la température de surface dans la zone traitée et si possible d'une information relative à la profondeur traitée) ; par le traitement de ces informations et la définition d'un nouveau « schéma de traitement » et de la modification en conséquence des caractéristiques d'émission de la source et de l'optique de travail ainsi que des déplacements relatifs pièce-faisceau.

Etant donné les faibles temps mis en œuvre (la milliseconde ou moins) et l'irréversibilité éventuelle des phénomènes activés (par exemple l'atteinte de la fusion alors qu'on doit impérativement rester à l'état solide), un asservissement réel n'est pas envisageable. Il faut plutôt concevoir l'asservissement au niveau de l'opération succédant immédiatement : nouvelle pièce à traiter ou nouvelle portion de pièce à traiter. Cela pourrait conduire à terme à l'abandon du traitement superficiel d'une étendue de dimensions conséquentes par balayage continu au profit du

traitement de cette étendue par juxtaposition de petits domaines traités en faisceau fixe avec une modulation temporelle adaptée du flux énergétique incident (cette modulation pouvant induire des cycles thermiques beaucoup plus complexes que ceux évoqués dans le présent article).

Dans ces conditions il deviendrait possible de découpler en partie les paramètres temps — température — espace et de corriger le schéma de traitement pour le nouveau domaine à traiter aussi bien en fonction des résultats obtenus sur le précédent, que de l'histoire thermique du matériau (échauffement progressif par exemple), ou encore que de sa situation propre (prise en compte d'un effet de « bord » par exemple). Cela implique que la maîtrise du traitement laser ne passe plus comme c'est très souvent le cas par une commande numérique du type machine outil mais que « l'outil de traitement laser » soit géré par une unité centrale qui traite les données, acquiert les informations et donne successivement les ordres de commande à la source et à l'optique pour réaliser le traitement d'un domaine puis à la commande numérique pour passer au domaine suivant. La configuration d'une telle installation est présentée figure 11. De telles installations étendraient le champ des applications industrielles, mais elles constitueraient aussi un outil très précieux pour le physicien du métal pour explorer des domaines jusqu'alors inaccessibles à l'expérimentation.

Nous avons limité ici l'étude au cas de matériaux massifs essentiellement solides, bien entendu il serait nécessaire d'aborder d'autres situations. A la fin de la 1^{re} partie de cette étude nous avons déjà mentionné les possibilités d'extensions à des pièces possédant d'autres géométries (en particulier des

faibles épaisseurs), ainsi que la possibilité de description des lois de refroidissement, et nous comptons publier des travaux complémentaires dans ce domaine. En ce qui concerne les traitements avec passage à l'état liquide, comme nous l'avons aussi signalé notre approche est parfaitement applicable tant que l'énergie peut être considérée déposée en surface puis propagée par diffusion thermique, ensuite lorsque les phénomènes convectifs interviennent le problème est plus complexe mais une modélisation simplifiée est cependant envisageable. En effet si l'on admet que la température du bain liquide devient homogène au-dessus d'une certaine température T_h , fonction de la viscosité du bain, et qu'ensuite l'extension de la zone fondue se fait par transfert de l'énergie incidente au niveau de l'interface liquide-solide, il est encore possible d'avoir une modélisation assez simple avec un formalisme dérivé de celui que nous proposons ici. Nous pouvons d'ores et déjà noter que cela conduira à une zone fondue non plus sphérique mais parabolique (donc dans ce cas le rapport ω que nous avons introduit ne tendra plus vers une limite finie non nulle) et la simple observation de la forme d'une zone fondue peut donc permettre de savoir si l'on est en régime de transfert énergétique purement diffusif ou non. Cette remarque nous paraît importante car elle constitue un des critères objectifs de validité d'emploi de telle ou telle modélisation, critères qu'il serait nécessaire de formuler plutôt que de se contenter de simples adéquations entre modèles et résultats expérimentaux après ajustement de paramètres.

Dans cet esprit, à côté des extensions théoriques il est donc aussi indispensable de mener à bien des

Fig. 11. — Organigramme d'une installation de « traitements laser contrôlé ».

[Organization chart for « controlled laser treatment » plant.]

études expérimentales, dans un premier temps sur des cas simples, afin de prouver la validité de la démarche proposée. C'est dans ce sens que nous avons déjà réalisé quelques travaux à partir du traitement laser d'aluminium pur [2, 14], et que d'autres études sont actuellement en cours sur le traitement d'alliages ferreux avec ou sans refusion, études qui demanderaient à être corroborées avec d'autres réalisées dans d'autres laboratoires sur d'autres installations.

Annexe.

Evaluation des profils thermiques.

A. INTRODUCTION ET UTILISATION DES PROFILS LINÉARISÉS. — Quelle que soit la répartition d'énergie considérée en régime transitoire et pour une densité de puissance maximale constante p_M , la température atteinte à une profondeur z donnée en regard de l'axe du faisceau correspondra à celle d'une répartition « homogène infinie » de même densité de puissance (d'après [12]) :

$$\Delta T(z, t) = \Delta T_s(t) \sqrt{\pi i} \operatorname{erfc}(z/s_0)$$

avec $s_0 = 2 \sqrt{\alpha t}$.

Cette relation peut être linéarisée en introduisant s , profondeur de pénétration de la chaleur à l'instant t par :

$$s \cdot \Delta T_s(t)/2 = \int_0^\infty dz \cdot \Delta T(z, t)$$

d'où $s = \sqrt{\sigma s_0/2} = \sqrt{\pi \alpha t}$.

Les deux profils sont représentés sur la figure A.1.

Fig. A.1. — Schématisation du profil thermique en profondeur à l'aplomb de l'axe du faisceau.

[Schematization of the thermal profile in the depth straight below the beam axis.]

Si nous considérons les figures A.2a, b, c, d l'utilisation du profil linéarisé permet de déterminer l'une des grandeurs ΔT_s , s , e et ΔT_e (à t donné)

Fig. A.2. — Schématisation des différentes possibilités d'exploitation du profil linéaire équivalent (valeurs : estimées (—)⁺, réelles (?)).

[Schematization of the several exploitation possibilities of equivalent linear profile (estimated (—)⁺ and actual (?) values).]

pourvu que les trois autres soient connues, en appliquant des relations du type :

$$e/s \approx e^+/s = 1 - (\Delta T_e/\Delta T_s).$$

Il est alors aisé d'accéder à une valeur approchée (e^+ , s^+ , ...) de la grandeur recherchée qu'il est possible d'ajuster en utilisant les diagrammes des figures A.3 et A.4 où sont portées les erreurs commises et les facteurs correctifs ν par lesquels il faut multiplier la valeur approchée pour obtenir la valeur réelle dans les quatre situations envisagées. Remarque que pour $e/s \approx 0,8$ ou $\Delta T_e/\Delta T_s \approx 0,2$, les profils réel et linéarisé correspondent.

B. ÉVALUATION DES DIMENSIONS D'UNE ZONE SUR LAQUELLE UN TRAITEMENT PEUT ÊTRE CONSIDÉRÉ COMME HOMOGÈNE.

B.a En profondeur. — Le critère d'homogénéité spatiale que nous avons choisi étant $\Delta T(e_H, t) \geq 90\% \Delta T(0, t)$. La profondeur de traitement homogène e_H s'obtient en résolvant :

$$\sqrt{\pi} \cdot i \operatorname{erfc} \frac{e_H}{2 \sqrt{\alpha t}} = 0,9$$

ce qui conduit à $e_H \approx 12\% \sqrt{\alpha t}$ d'où $e_H \approx 7\% s$.

Considérons maintenant le gradient moyen de température γ :

$$\gamma = \frac{\Delta T(0, t)}{s} = \frac{2 \rho p_M}{k \pi}$$

γ ne dépend pas du temps et permettra de définir en régime permanent s_L profondeur maximale d'échauffement par $s_L = \Delta T_L/\gamma$ d'où $s_L = \pi r^+ g(E)/2$.

Par conséquent on écrira en régime permanent, par continuité avec le régime transitoire $e_H \approx 7\% s_L$

Fig. A.3. — Erreurs et facteurs correctifs correspondant aux situations a) et b) de la figure A.2.

[Errors and correction factors corresponding to a) and b) of figure A.2.]

et compte tenu des valeurs de $g(E)$ qui restent de l'ordre de 0,8 en pratique, $e_H \approx 9\% r^+$.

B.b Latéralement. — En régime transitoire le critère d'homogénéité à 90 % conduirait à écrire $\phi_H = 2\psi^{-1}(0,9)$, mais la connaissance de ψ et son inversion ne sont pas évidentes et il paraît préférable de chercher à relier ϕ_H aux paramètres E et r^+ qui sont plus directement accessibles à la mesure (voir paragraphe 2 de [1]).

La relation approchée $\phi_H = 2E^{2,4}r^+$ donne des résultats acceptables pour les situations envisagées jusqu'ici, comme on peut le constater dans le tableau I :

Répartition	HC	TC(0,5)	$G(1/e)$	G_∞
$2\psi^{-1}(0,9)/r^+$	2	1,58	0,81	0,65
$2E^{2,4}$	2	1,31	0,97	0,66

En régime permanent il est possible de montrer à partir de résultats issus de la littérature (répartitions homogène cylindrique [15] et gaussienne illimitée [16]), ainsi que de calculs numériques que nous avons réalisés, que quelle que soit la répartition

Fig. A.4. — Erreurs et facteurs correctifs correspondant aux situations c) et d) de la figure A.2.

[Errors and correction factors corresponding to c) and d) of figure A.2.]

d'énergie le diamètre de zone traitée homogène reste de l'ordre du rayon équivalent du faisceau ($\phi_H \approx r^+$).

Remarquer que l'on obtiendra des étendues latérales de zones traitées homogènes à peu près indépendantes des conditions de traitement pour $2E^{2,4} \approx 1$, c'est-à-dire pour des faisceaux présentant des répartitions d'énergie avec $E = 0,75$ (donc des $g(E) = 0,95$ ce qui correspond à des répartitions gaussiennes diaphragmées à $1/e$ ou tronconiques avec $\beta = 0,25$ — d'après l'annexe 1 de [1]). Lorsque τ passera de 0 à l'infini, ϕ_H variera au contraire de $2r^+$ à r^+ si le faisceau est homogène et de $0,7r^+$ à r^+ si la répartition est gaussienne (TEM_{00}). Le schéma figure A.5 illustre ces comportements.

Fig. A.5. — Evolution schématique du diamètre de la zone pouvant être considérée traitée de manière homogène.

[Schematical variation of the diameter of the area which can be looked as homogeneously treated.]

References

- [1] DIETZ, J., MERLIN, J., 1^{re} partie, *Rev. Phys. Appl.* **23** (1988) 1787.
- [2] DIETZ, J., Thèse Doctorat, 87 ISAL 0048, Lyon (1987).
- [3] RAMOUS, E., Laser Surface Treatment of Metals, Ed. C. W. Draper and P. Mazzoldi (Martinus Nijhoff Publish) 475 (1986).
- [4] GIOVANOLA, B., Thèse n° 647, E.P.F. Lausanne (1986).
- [5] ASHBY, M. F. et EASTERLING, K. E., *Acta Met.* **32** (1984) 1935.
- [6] STEEN, W. N. et COURTNEY, C., *Met. Techn.* **12** (1979) 456.
- [7] ZHANG GUANGYUM *et al.*, Proceed. of 3rd Int. Congress on Heat Treatment of Materials, Shanghai (Ed. Metals Soc., London) 2.9 (1984).
- [8] LA ROCCA, A., Laser Surface Treatment of Metals, Ed. W. Draper and P. Mazzoldi (Martinus Nijhoff Publish) 521 (1986).
- [9] KECHMAIR, D. et LUNÉVILLE, E., Process « Laser M2P », à paraître Lyon (1987).
- [10] FEINBERG, R. M., A.V.C.O. Everett H.P.L. Lasers Tech. Not. (1981).
- [11] SANDVEN, O. A., Proceed. of Int. Laser Proc. Conf., Metals Park ASM, 78 (1982).
- [12] CARSLAW, H. S. and JAEGER, J. C., Conduction of Heat in Solids (Clarendon Press) Oxford (1959).
- [13] DIETZ, J. and MERLIN, J., *J. Phys. Colloq. France* **48** (1987) C7-91.
- [14] MERLIN, J. and DIETZ, J., Proceed. of 4th CISFEL, à paraître, Cannes (France) 1988.
- [15] CLINE, H. E. and ANTHONY, T. R., *J. Appl. Phys.* **48** (1977) 3895.
- [16] PITTAWAY, L. G., *Brit. J. Appl. Phys.* **15** (1964) 967.
-